METALURGIA

Revista lunara editata de SIDEROM S.A.

1995

1 - 2

E 3280

Uzinsider s. a.

Cooperates for construction and rehabilitation of metallurgical plants, both in Romania and abroad, with reputed companies, specialized in technology and manufacturing of equipment for iron and steel industry.

UzinSider Foreign trade Company

32, Republicii Blv., Phone 613 16 34, P.O.B. 2, Fax: 312 39 02;
Cable UZEXIM - Bucharest, Romania

IMPORTANT PRODUCATOR DE

LAMINATE FINITE DIN OTEL

Sidex

sub forma de:

Tabla si banda laminata la cald

Tabla groasa

Tabla si banda laminata la rece

Tevi sudate longitudinal cu diametre cuprinse în gama 508 - 1420 mm.

destinate:

industriei chimice, petrochimice si a gazelor naturale

industriei electronice

constructiei de masini grele, nave maritime si fluviale, utilaje

fabricilor de produse de larg consum (autoturisme, frigidere, masini de spalat, aragaze, obiecte casnice)

Str. Smârdan, nr. 1
6200 - Galati - România
Tel: 40 - 36 43.19.00
Fax: 40-36-43.20.17; 46.49.46
Telex: 51257; 51312

SIDEX S.A.
GALAŢI - ROMÂNIA

Inregistrat în Registrul Comertului Nr. J 17/21/1991
Cod Fiscal: 1639739 B.C.R. Galati

SOCIETATEA COMERCIALA

"INTFOR - S.A." GALATI

Str.Portului nr.157 - Galati - 6200

Telefon: **036/460766, 036/462400,** *Telefax:* **036/460766**

Telex: **51224**

OBSZ. MŰSZAKI INFORMÁCIÓS KÖZP. KÖNYVTÁR 1883

PRODUCE SI LIVREAZA ÎN MOD CURENT:

TABLA LAMINATA LA CALD, grosimi 0,5-4,0 mm,din diverse calitati de otel:

- otel carbon de uz general;
- otel carbon de calitate;
- otel slab aliat,aliat si înalt aliat;
- otel de scule;
- otel inoxidabil.

TABLA ZINCATA

BANDA SI TABLA ELECTROZINCATA

TABLA CUTATA NEAGRA SAU ZINCATA

PROFILE FORMATE LA RECE (U,L,C,T,Z,TM etc.)

TEVI PROFILATE

PRODUSE DE UZ CASNIC SI GOSPODARESC:

- canistre;
- tevi;
- lopeti;
- sape;
- pubele gunoi etc.

CONSTRUCTII METALICE DIVERSE:

- paturi;
- panouri garduri ornamentale;
- balustrade;
- containere resturi menajere;
- pavele pardoseli;
- boxpaleti etc.

LIVRAM LA PRETURI AVANTAJOASE:

pe baza de **C.E.C. oricarui agent economic de stat sau privatizat.**

cu plata **In numerar,** *prin magazinul propriu,* **oricarei persoane particulare.**

MINERSORT S. A. Galati

asigura

pentru dumneavoastra

- transbordarea marfurilor conteinerizate, în vrac, de orice tip, din vagoane cu ecartament de 1534 mm în vagoane cu ecartament de 1435 mm sau alte mijloace de transport;

- transportul marfurilor, depozitarile de orice tip, prestari de servicii, reparatii si confectionari de mecanisme energetice, tinichigerie si tâmplarie, import - export, intermedieri cu percepere de comision cu ridicata si amanuntul.

Pentru aceste activitati va stam la dispozitie în:

GALATI

Str. Bazinul Nou nr. 87
6200 Galati
telefon: 036/46 04 17

Alcea Industriilor nr. 1 bis
5100 Buzau România
Telefon: 058/427528
Telex: 46517r
Telefax 058/436614

CORD S.A.
Buzau

cb

Cord metalic *Steel cord*

Sârme pentru armarea furtunurilor de înalta presiune

High pressure hose wire

Sârme pentru arcuri *Spring wire*

Sârme alamite **Brass coated wire**

Cabluri din otel alamit *Brass coated steel ropes*

Sârme pentru cabluri **Ropes wire**

Societatea Comerciala "GRIVITA" S. A.

Str. Rotasului nr. 14, sector 1, Bucuresti
Tel.: 01/665.40.40 Fax: 01/312.91.60 Telex: 12296 GRIMET
Nr. înreg. J40/297/7.02.1991
Capital social 104.725.794
Cont nr. 301510601 BCR fil. sect. 1

Doriti sa va procurati produse din metal pentru uz gospodaresc sau industrial?

S. C. GRIVITA S. A.

va ofera:

- cuie în gama completa
- sârma bobinata pentru agricultura
- sârma trefilata din otel
- profile speciale laminate la cald pentru confectii metalice
- otel beton în bare
- plasa de sârma pentru împrejmuiri

Va asteptam !

METALURGIA

STA EDITATA DE "SIDEROM" S. A.

1 - 2
ianuarie - febr.
1995

ISSN 0461 - 9579

Sumar

Munteanu Viorel, Gavat Constantin, Roman Liviu, Untea Gheorghe, Andrei Gheorghe: **Cercetari privind valorificarea prafurilor rezultate la epurarea gazelor arse de la elaborarea feroaliajelor** 5

Chiculita Petrica: **Cercetari pentru realizarea unei instalatii de masurare a gradului de reducere la laminarea la rece a benzilor fine** 10

Balescu Cezar, Vârcolacu Ioan, Mirea Vasile, Semenescu Augustin, Balescu Valentin: **Determinarea distributiei tensiunilor la comprimarea prin presare a mediilor disperse polifazice, folosind modelarea matematica** 13

Semenescu Augustin, Oprescu Ioan, Vârcolacu Ioan, Balescu Cezar, Mirea Vasile, Ciotlos Aurel: **Controlul si comanda prin calculator a instalatiilor de tratament termic.** 16

Ulmanu Mihaela, Romanita Teodorescu, Popa Stela: **Cercetari pentru valorificarea zincului din deseuri bogate în zinc. Influenta pH - ului asupra solubilizarii zincului din drojdii cu continut de zinc pentru recuperarea si valorificarea acestuia sub forma de sulfat de zinc** 23

Severin Ioan, Tonoiu Ioan, Moldovan Petre, Ghica Gheorghe: **Influenta tratamentului termic asupra microstructurii si microduritatii compozitelor Al/TiCp** 27

Severin Ioan, Zgura Gheorghe: **Influenta particulelor ceramice asupra conductivitatii termice a MMCs.** 30

Cojocaru Vasile: **Îmbunatatirea procedeului Trigger de modificare a fontei** 33

Micle Valer, Mantova Antoine, Fargues Jean, Mercier J.C.: **Analiza stratului superficial al unor epruvete din Fgn , continând grafit degenerat, cu ajutorul microsondei SX50** 35

Chichernea Florin, Codrea Maria: **Consideratii privind tehnologia cercetarii si proiectarii utilajelor** 39

Axinte Ioan, Solomon Iulia: **Cauzele efectului corosiv al uleiului antracenic saturat cu hidrocarburi benzenice din gazul de cocs** 42

Axinte Ioan, Solomon Iulia: **Studiul comportarii la coroziune a unor oteluri în ulei de absorbtie saturat cu hidrocarburi benzenice.** 46

Brabie Gheorghe, Pintilie Gheorghe: **Aspecte privind modificarile dimensionale ale probelor cu canale longitudinale deformate plastic prin rasucire** 49

Brabie Gheorghe: **Contributii privind determinarea modificarilor dimensionale axiale ale probelor cu canale longitudinale deformate plastic prin rasucire** 53

Iulian Szekely: **Câteva perspective ale tehnologiilor siderurgice** 57

Revista revistelor 12, 15, 26, 29, 32, 34, 38, 62

Evenimente internationale 56

Recenzii 9

ORSZÁGOS MŰSZAKI INFORMÁCIÓS KÖZPONT ÉS KÖNYVTÁR 1883

Colegiul onorific de redactie

(în ordine alfabetica)

LUCIAN AMANCEI, VICTOR BERTALAN, ROMULUS BUDISTEANU, ION CHIOSE, SORIN DIMITRIU, MI
DOBRESCU, VICTOR GUIDEA DANILA, ALEXANDRU FLOREA, EMIL FLORIAN, LADISLAU FRUMOSU, I
HANGA, PETRE IANC, GHEORGHE LEPADATU, IOAN VICTOR MANOLESCU, STEFAN MARGINEANU, VI
MUNTEANU, OLARU IOAN, MIHAELA PANA, VASILE PARPALA, CRISTIAN PIRVAN, BUJOR R
SILVIU SAMOILESCU, EUGEN SANDU, IOAN FLORENTIN SANDU

Redactor responsabil: prof. dr. ing. I. VÂRCOLACU
Revizie tehnica: prof. dr. ing. I. VÂRCOLACU
Sef CIDMET: ing. Brândusa Florentina Scortea
Redactor: ing. Brândusa Florentina Scortea
Stilizare, corectura: Ioana Kuglay, Rodica Rosu
Tehnoredactare computerizata: Lidia Vereanu

Redactia si administratia: Bucuresti, str. Mendeleev, nr.
sector 1, cod 70168, telefon 01/6594990, fax 01/3124278
Institutiile pot achita abonamentele în contul nostru de
ment nr. 30 15 20 201 BCR-SMB. Costul unui exemplar: le
Cititorii din strainatate se pot abona prin Rodipet S. A. ,
P. O. Box 33 - 57, fax 0040-1-3129432 sau 3129433, telex 1
Piata Presei Libere nr. 1, sect 1, Bucuresti, Romania

Copyright © 1948 S. C. SIDEROM S. A. CIDMET
Reproducerea de parti din aceasta revista este permi
acordul scris al editorului

Viorel Munteanu et al: **Investigations on recovery of dusts from top gas scrubbing at ferroalloy making plants**

From dusts resulted from ferroalloy making after scrubbing top gas certain useful elements can be reclaimed (Cr, Si, Mn etc.) to be used as raw materials in civil engineering.

For recovering dusts resulted from Fe - Si, Fe - Mn, FeSiMn making the authors show the results in their using to make mortars, heat insulating powders used in steel casting and in prepairing BF sinter.

Metalurgia 47(1995), nr. 1, p. *5*

Petrica Chiculita : **Investigations on designing a measuring device for the reduction degree in strip cold rolling**

The reduction degree measuring device for cold rolling of thin strip operates on the principle of measuring strip length using two rotation incremental sensors of TIRO 1000 type.

The device operates in line on 0.25 to 3.00 mm thick cold rolled strip at a max. speed of 50 m/s with an error of max ± 0.03 giving a digital display of the result, measured values optionally recorded in the range of 0 - 10 mA.

Metalurgia 47(1995), nr. 1, p. *10*

Cezar Balescu et al : **Stress distribution measurement in pressed multiphase dispense media using mathematical modelling**

Metalurgia 47(1995), nr. 1, p. *13*

A. Semenescu et al : **Computer control of heat treatment plants**

Metalurgia 47(1995), nr. 1, p. *16*

Mihaela Ulmanu et al: **Investigations on Zn reclaiming from Zn - rich waste. pH effect on Zn leaching in Zn containing yeasts as $ZnSO_4$**

The paper shows the results of attempts to reclaim Zn from yeast waste as $ZnSO_4$.

The authors suggest the optimal conditions of yeast Zn leaching with an aquaeous sulphuric acid solution to reach the max. 99% leaching yield.

They also suggest purification conditions for iron leaching to assure adequate quality in using $ZnSO_4$ for medicine production.

Metalurgia 47(1995), nr. 1, p. *23*

Ioan Severin et al: **The effect of heat treatment on Al/TiCp microstructure and microhardness**

Metalurgia 47(1995), nr. 1, p. *27*

Ioan Severin, Gheorghe Zgura: **The effect of ceramic particles on MMCs thermal conductivity**

The addition of ceramic particles, with a coefficient of thermal expansion approximatly zero, in a metal matrix, that have a high CTE, resulted in a controlled thermal conductivity of the composite. The coefficient of thermal expansion of a composite is a function of the coefficients of thermal expansion, the bulk moduli and the volume fraction of the components. Generally, the thermal expansion of a composite is dominated by the component with the highest value of the bulk modulus. In principle any thermal expansion behaviour intermediate to those for the individual components can be obtained by a judicious selection of the component volume fractions. Thermal conductivity decreased with decreasing SiC particle size. Addition of SiC phase to the aluminium matrix can be used advantageously to improve the thermal conductivity for SiC particle sizes > 1,9 μm at temperatures as high as 200^{0}C. The particle diameter is limited by the composite strength and ductility.

Metalurgia 47(1995), nr. 1, p. *30*

Vasile Cojocaru: **Improvement of Trigger technique of iron inoculation**

The ladle is used to make nodular iron by inoculation in two or more steps.

At the bottom of the ladle there are two or more inoculant boxes (even various inoculants) divided by a vertical wall and a horizontal plate of mould or core sand, based on hardeners or selfhardeners.

The quantity of inoculant decreases, the inoculation degree and its homogenity factor increase.

Metalurgia 47(1995), nr. 1, p. *33*

Valer Micle et al: **Surface layer analysis for nodular iron samples containing degenerated graphite, using S x 50 microprobe**

Metalurgia 47(1995), nr. 1, p. *35*

Florin Chichernea, Maria Codrea: **Techniques of research and equipment design**

The authors suggest a new-concept of research and equipment design, implemented on foundry equipments.

Metalurgia 47(1995), nr. 1, p. *39*

Ioan Axinte, Iulia Solomon: **Corrosive factors of the anthracenee oil saturated with benzene hydrocarbons of the coke gas**

Metalurgia 47(1995), nr. 1, p. *42*

Ioan Axinte, Iulia Solomon: **Corrosion behaviour of certain steel grades in absorbtion oil, saturated in benzen hydrocarbons**

Metalurgia 47(1995), nr. 1, p. *46*

Gheorghe Brabie , Gheorghe Pintilie: **On size variations of test pieces with centerline grooves during twisting**

In the twisting process, longitudinally grooved test pieces have centerline size variations and groove size variations (with decrease and depth increase). Depending on various geometric and test factors centerline size variations of twist test pieces may be uniform or not.

The uneven variation occurs generally in long test pieces twisted at angles under 360^0 or over 900 - 1080^0. A major cause of the uneven variation of test piece length is the strain rate variation both on cross section and on centerline.

Metalurgia 47(1995), nr. 1, p. *49*

Gheorghe Brabie : **On measurement of centerline dimension variations of test pieces with longitudinal grooves subjected to plastic twisting**

The paper emphasizes, by analysing experimental results, the effect of test piece geometry on length variations during twisting. For computation of length variations in these test pieces the author suggests a correction of the existing relation used for plasticity tests, by introducing a geometry factor.

He also gives us some nomograms for a quick evaluation of size changes in test pieces with two grooves.

Metalurgia 47(1995), nr. 1, p. *53*

Sidex

Iron and Steel Complex of Galati

Manufactures and exports for you

Hot Rolled Flat Products

- Ordinary steel strips and plates for constructions
- Fine grained steel strips nad plates for welded constructions
- Atmospheric corrosion resistant steel strips and plates
- Shipbuliding steel plates
- High quality carbon steel strips and plates for machine building
- Steel plates for boilers and pressure vessels
- Steel strips and plates for cold bending and deep drawing
- Steel strips and plates for side bars and other parts with small bending radius
- Steel plates for mining equipment
- Stainless steel strips and plates and refractory steel for nuclear and aeronautical industry
- Steel strips and plates for automobile rims

Other Products

- Liquid and gas oxygen
- Liquid and gas nitrogen
- Liquid and gas argon
- Granulated blast-furnace slag
- Non-iron slag

Steel Semi-products

- Continuous cast or rolled slabs
- Continuous cast blooms
- Rolled billets
- Coke-chemical products
- Blast furnace coke
- Ferro-alloys coke
- Fine coke
- Coke-chemical ammonia sulphate
- Concentrated ammonia water
- Coal tar
- Technical ammonia
- Aromatic fractions
- Coke plant technic sulphur
- Pit coal tar
- Pit coal creosote for carbon black
- Coke-chemical absorption oil
- Phenolic fraction
- Crude anthracene
- Naphthalene
- Technical ferric sulphate
- Bitum

Cold Rolled Sheet

- Thin steel strips and sheets for cold formed shapes and welded pipes
- Sheets and strips for deep drawing
- Steel sheets and strips for car industry and ships

A life experience on the steel market and many friends in the steel bussines!

str. Siderurgistilor 1, Galati 6200, Tel:036 43.19.00, Telex 51 257

The Iron and Steel Works Galati - Romania, SIDEX joint-stock company since 1991, has recently celebrated 25 years of continuous activity in integrated technological flow.

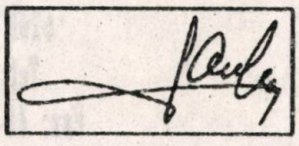
The decision to build this important industrial unit in Galati was taken based on thorough and comparative studies that brought into prominence a lot of economic and social advantages related to low costs for water transport of raw materials and finished products, a vast rail and road network available, proximity of water, limestone, natural gas and electric energy sources, the possibility of providing new jobs.

Throughout the years, Galati metallurgy has gained more and more prestige both in Romania, as it provides most of the steel required by the domestic market, and overseas, products bearing SIDEX trade-mark being world-wide exported. Our partners have chosen to deal with us owing to our products'quality, firm delivery terms and, last but not least, good prices.

More than half of Galati's population is now family related to SIDEX. This is a big responsability for Company's managing team that sets a very high value on personnel's competence, flexibility and permanent concern for finding new technical solutions and meeting clients' requirements.

Despite present changes in approaching matters and organizing the Company, which brought about some difficulties in keeping up with new economic conditions, for the past few years SIDEX has recorded remarkable results both financially and in point of market stability. This and the very high professional standard of our specialists make us confidently meet the challenges of the future.

IOAN FLORENTIN SANDU
General manager



IMPORTANT PRODUCATOR DE

LAMINATE FINITE DIN OTEL

Sidex

sub forma de:

- Tabla si banda laminata la cald
- Tabla groasa
- Tabla si banda laminata la rece
- Tevi sudate longitudinal cu diametre cuprinse in gama 508 - 1420 mm

destinate:

- Industriei chimice, petrochimice si a gazelor naturale
- Industriei electronice
- constructiei de masini grele, nave maritime si fluviale, utilaje
- fabricilor de produse de larg consum (autoturisme, frigidere, masini de spalat, aragaze, obiecte casnice)

SIDEX S.A.

GALAŢI - ROMÂNIA

Str. Smardan, nr. 1
6200 - Galati - România
Tel: 40 - 36 43.19.00
Fax: 40-36-43.20.17; 46.49.16
Telex: 51257; 51312

Inregistrat in Registrul Comertului Nr. J 17/21/1991
Cod Fiscal: 1639739 B.C.R. Galati

CERCETARI PRIVIND VALORIFICAREA PRAFURILOR REZULTATE LA EPURAREA GAZELOR ARSE DE LA ELABORAREA FEROALIAJELOR

Dr. ing. Viorel Munteanu, ing. Constantin Gavat, ing. Liviu Roman - S.C. ICPPAM S.A. Galati
ing. Gheorghe Untea, ing. Gheorghe Andrei - S.C. Ferom S.A. Tulcea

C.Z.: 669.198

Recuperarea elementelor utile (Mn, Cr, Si etc.) din prafurile rezultate în procesul de elaborare a feroaliajelor în urma epurarii gazelor arse din cadrul S.C. FEROM S.A. Tulcea, prin utilizarea lor ca materii prime în alte domenii, constituie o sursa de reducere a unor importuri si implicit o reducere a pretului de cost al produselor finite. Valorificarea integrala a acestor prafuri duce nemijlocit si la micsorarea poluarii, prin evitarea formarii de noi halde în încinta uzinei de fabricatie a feroaliajelor.

In scopul valorificarii acestor prafuri, cercetarea efectuata a tinut seama de rezultatele obtinute pe plan mondial, din tari cu experienta în acest domeniu, precum Germania, Franta. S.U.A., Japonia si fosta U.R.S.S., si a vizitat elaborarea unor tehnologii de utilizare a acestora în siderurgie si în industria materialelor de constructii.

Compozitiile chimice si granulometrice ale prafurilor rezultate de la elaborarea ferosiliciului, feromanganului, ferosilicomanganului si a ferocromului sunt prezentate în tabelele 1 si 2.

Determinarea cantitatilor de prafuri cu continut de SiO_2, MnO si Cr_2O_3 ce rezulta la epurarea gazelor arse în timpul elaborarii feroaliajelor s-a bazat pe faptul ca aceste prafuri provin în principal din procesele de elaborare ca pierderi prin vaporizare, la care se adauga praful foarte fin din materiile prime ce constituie încarcatura cuptoarelor de elaborare.

Tinându-se seama de compozitia chimica a materiilor prime, precum si de consumurile specifice ale acestora s-au calculat cantitatile de oxizi ce se vaporizeaza si cantitatile de praf sub 0,1 mm ce sunt antrenate în sacii de praf si care prin însumare formeaza prafurile reziduale rezultate din procesele tehnologice de elaborare a feroaliajelor.

Tabelul 1

Natura prafului	Compozitia chimica, %						
	Fe_2O_3	MnO	SiO_2	CaO	Al_2O_3	MgO	Cr_2O_3
Ferosiliciu	1,31		95,05	0,46	0,94	0,20	-
Ferosilicomangan	1,19	25,19	34,74	7,01	5,35	1,00	-
Feromangan	5,59	49,81	6,30	1,40	4,33	0,40	-
Ferocrom	4,79		21,86	1,12	5,10	46,36	10,1

Tabelul 2

Natura prafului	Compozitia granulometrica, %				Densitatea, g/cm³
	0,08 - 0,10mm	0,063 - 0,08mm	0,045 - 0,063 mm	< 0,045 mm	
Ferosiliciu	57,4	31,6	9,6	2,4	0,27
Ferosilicomangan	15,2	13,0	66,6	5,2	0,53
Feromangan	69,8	16,2	12,4	1,6	0,62
Ferocrom	33,2	25,4	36,8	4,6	0,64

Cantitatea de oxizi ce se vaporizeaza a fost calculata cu relatia:

$$Q_{oxizi} = \left(\frac{N_{oxid}}{100} \cdot C + \frac{8}{100} \cdot A\right) b \cdot v, \quad kg/t_{feroaliaj}$$

în care:

N_{oxid} reprezinta cantitatea de oxid din retea, %;

C - cantitatea de material din care rezulta oxidul, kg/t feroaliaj;

B - cantitatea de oxid din cenusa cocsului, %;

A - cantitatea de cenusa din cocs, kg/t feroaliaj;

b - factorul de reducere al oxidului, %;

v - factorul de vaporizare al oxidului, %.

Continutul în fractia granulometrica sub 0,1 mm din componentii încarcaturii si care formeaza praful antrenat în sacii de praf este prezentat în tabelul 3.

Pe baza structurii sortimentelor si a cantitatilor de materii prime consumate în anul 1991 în cadrul S.C. FEROM S.A. Tulcea, au rezultat cantitatile de praf prezentate în tabelul 4.

Tabelul 3

Componentii încarcaturii	Clasa granulometrica < 0,1 mm, %
Cuartita	1,0
Minereu de mangan	1,5
Minereu de crom	3,0
Zgura manganoasa	1,0
Cocs metalurgic	2,0
Calcar	2,0

Tabelul 4

Natura prafului	Cantitatile rezultate pe tone de feroaliaj, tona praf/tona feroaliaj
Praf rezultat de la elaborarea ferosiliciului	0,372
Praf rezultat de la elaborarea feromanganului si silicomanganului	0,347
Praf rezultat de la elaborarea ferocromului	0,242

Cercetarea efectuata pe parcursul a doi ani s-a desfasurat în urmatoarele directii:

- *valorificarea prafului cu continut de SiO_2, ca înlocuitor partial al cimentului la fabricarea mortarelor si betoanelor;*
- *valorificarea prafului cu continut de SiO_2 prin intrarea acestuia în componenta prafurilor de acoperire a capului lingoului la turnarea otelului;*
- *valorificarea prafului cu continut de Mn prin introducerea acestuia în stivele de omogenizat la fabricarea aglomeratului încarcat în furnal si în retea de fabricatie a aglomeratului de mangan utilizat în încarcatura cuptoarelor electrice cu arc de la fabricarea feromanganului.*

Utilizarea prafului cu continut de SiO_2 la fabricarea mortarelor

Experimentarile efectuate au vizat substituirea partiala a cimentului din mortare cu praf rezidual de silice în diferite proportii, variind de la 0 la 100% (tab.5).

Pentru gasirea valorii optime de substituire a cimentului cu praf s-au turnat epruvete prismatice din mortar dupa retetele prezentate în tabelul 4 si epruvetele cubice dupa retetele prezentate în tabelul 7.

Epruvetele au fost supuse determinarilor la încovoiere (conform STAS 227/6-86) pe o masina de încercat metale tip FP2 100/1 RDG si la compresiune, rezultând urmatoarele:

- *rezistenta la încovoiere a înregistrat o valoare maxima la o reteta formata din 80% ciment si 20% praf de silice (reteta C - tabel 6);*
- *rezistenta la compresiune a înregistrat o valoare maxima la un mortar format din 75% ciment si 25% praf (reteta C - tabel 7).*

In ambele situatii rezistentele mecanice nu au fost mai mici, în comparatie cu mortarul obtinut numai din ciment.

Utilizarea prafului cu continut de SiO_2 în componenta prafurilor de acoperire a capului lingoului la turnarea otelului

Prafurile termoizolante de turnare alaturi de placile termoizolante se utilizeaza în mod curent în otelarii în scopul asigurarii unei cât mai eficiente izolatii termice fata de mediul exterior respectiv fata de peretii lingotierei, urmarindu-se reducerea înaltimii golului de contractie volumica ce apare la partea superioara a lingoului.

Tabelul 5

Ciment, %	100	90	85	80	75	70	60	50	35	0
Praf de silice	0	10	15	20	25	30	40	50	65	100

Randamentul de utilizare a otelului în fazele ulterioare de prelucrare plastica (laminare,forjare), si care este un indicator de eficienta important, este determinat în foarte mare masura de forma si marimea retasurii, elemente care hotaresc marimea sutajului de cap.

Tabelul 6

Compozitia mortarului, %	Tipuri de retete, %				
	A	B	C	D	E
Ciment	25,00	22,51	20,00	17,49	15,00
Praf de silice	-	2,49	5,00	7,51	10,00
Nisip	75,00	75,00	75,00	75,00	75,00
TOTAL	100,0	100,0	100,0	100,0	100,0
Apa	8,69	8,69	9,59	17,90	24,29

Tabelul 7

Compozitia mortarului, %	Tipuri de retete, %						
	A	B	C	D	E	F	G
Ciment	26,20	22,26	19,65	18,33	13,10	0,20	-
Praf de silice	-	3,94	6,55	7,87	13,10	17,00	26,20
Nisip	73,80	73,80	73,80	73,80	73,80	73,80	73,80
TOTAL	100,0	100,0	100,0	100,0	100,0	100,0	100,0
Apa	14,88	14,88	14,88	14,88	14,88	14,88	14,88

Experimentarile de laborator si industriale au vizat valorificarea prafului de silice rezultat din procesul de elaborare a ferosiliciului la FEROM S.A. Tulcea prin utilizarea acestuia la fabricatia unui nou praf de turnare termoizolant. Din punctul de vedere al calitatii si al costurilor de fabricatie, acesta trebuie sa fie comparabil cu prafurile termoizolante utilizate în mod curent în otelariile din tara noastra (ARD 4; AIZO 11) si din strainatate.

Dupa mai multe încercari s-a stabilit solutia optima. Caracteristicile comparative ale prafurilor de turnare sunt cele prezentate în tabelele 8 si 9.

S-au constatat urmatoarele:

» compozitia chimica, pierderile la calcinare si greutate volumica a celor doua prafuri termoizolante sunt comparative;

» granulatia prafului asigura evitarea antrenarii acestuia de catre curentii de aer, respectiv evitarea poluarii mediului din halele de turnare si cresterea consumului specific;

» caracteristicile de refractaritate, temperaturi de înmuiere, sinterizare si topire si gradul de împrastiere sunt apropiate valoric;

» costurile de fabricatie a prafului de turnare experimental sunt mai mici cu 30%;

» în afara prafului de silice preluat din halda de deseuri poluante, ceilalti componenti sunt praful de var si praful de cocs metalurgic, care constituie deseuri pe fluxul de fabricatie al unitatilor siderurgice.

În urma experimentarilor efectuate la C.S. SIDEX S.A. Galati s- a constata ca, la acelasi consum specific de praf de turnare, sutajul de cap al lingourilor realizat este comparabil cu cel obtinut în conditii obisnuite (scoaterea medie de metal la lin-

Tabelul 8

Calitatea	Analiza chimica (medie), %										Pc,
	SiO_2	CaO	MgO	Al_2O_3	Fe_2O_3	C	Na_2O	MnO	Cr_2O_3	S	%
Praf ARD4	56,68	29,70	-	2,62	1,09	11,14	max. 2,0	0,72	max. 1,0	max. 1,0	23,8
Praf experimental	49,92	29,70	3,12	max. 3,52	max. 1,64	17,15	-	max. 0,61	max. 0,32	max. 0,13	20,2

Tabelul 9

Calitatea	Analiza chimica (medie), %								Greutatea volumetrica,
	71,0	6,3 - 10	5 - 6,3	3,15 - 5,0	1,0 - 3,15	0,5 - 1,0	0,1 - 0,5	0,063 - 0,1	
Praf ARD4	-	0,55	2,41	8,10	34,14	13,95	40,40	0,44	8,9
Praf experimental	0,36	0,69	0,45	1,54	11,95	11,91	72,15	0,94	9,2

gourile experimentale este de 70,77%, fata de 70,050% realizata la lotul de lingouri "martor").

Utilizarea prafului cu continut de mangan la fabricatia aglomeratului încarcat în furnale si la fabricatia aglomeratului de mangan

Praful cu continut de mangan, rezultat ca deseu de fabricatie în procesul de elaborare a feroaliajelor pe baza de mangan, a fost utilizat în experimentarile industriale efectuate la Fabrica de aglomerare nr.1 din cadrul C.S. SIDEX S.A. Galati în doua directii:

- *la fabricarea aglomeratului de fier încarcat în furnale;*
- *la fabricarea aglomeratului de mangan utilizat în cuptoarele de elaborare a feromangamului din cadrul S.C. FEROM S.A. Tulcea.*

Tabelul 10

Sortul	Participatia în stiva	
	t	%
Minereu Krivoi Rog	68952	72,84
Concentrat Krivoi Rog	9773	10,32
Concentrat Turda	4033	4,26
Tunder	3957	4,18
Praf de furnal	610	0,64
Zgura de otelarie	2595	2,74
Dolomita	908	0,96
Concentrat de mangan	1565	1,65
Praf de mangan	405	0,43
Retur de aglomerat	1860	1,96

Pentru utilizarea în procesul de fabricatie a aglomeratului de fier, praful de mangan a fost introdus în stivele de omogenizare, dupa o tehnologie asemanatoare cu cea a introducerii celorlalte sorturi cu pondere mica în reteta.

In acest scop, în timpul experimentarilor s-a format o stiva de omogenizat în care acest purtator de mangan a substituit o parte din minereul de mangan ce se introduce curent pentru asigurarea necesarului de mangan în aglomeratul încarcat în furnale.

Compozitia acestei stive este prezentata în tabelul 10.Pentru realizarea unui continut de mangan în aglomerat de 0,6....0,7%, în calcul s-a tinut seama de aportul de mangan al prafului, scazându-se corespunzator cantitatea de concentrat de mangan.

Din punctul de vedere al modului de desfasurare a procesului de aglomerare pe masini, în timpul experimentarilor nu s-au observat modificari, iar testele de calitate ale aglomeratului expediat la furnale au confirmat justetea inexistentei vreunei diferente fata de cele obtinute curent (tab.11).

Pe baza experimentarilor efectuate s-a stabilit tehnologia de introducere a acestui sort în stivele de omogenizare.

Tinându-se seama atât de compozitia chimica a prafului de mangan, cât si de cantitatea posibila de livrat la Galati de catre S.C. FEROM Tulcea, considerata la minimum 13.000 t/an, în balanta de materii prime pentru fabricarea aglomeratului se introduc pe an urmatoarele cantitati de elemente utile:

- *3412,5 t Mn sau echivalent cu cca 22.300 t minereu de mangan cu cca 15,0% Mn.*
- *871 t Fe sau echivalent cu cca 1750 t minereu de fier cu 50% Fe.*

In ceea ce priveste economia de calcar si, deci, si cea de cocs necesara disocierii calcarului, ca urmare a utilizarii a cca 13.000 t praf cu continut de mangan, care pot substitui cca 22.300 t minereu de mangan din balanta de materii prime necesare fabricatiei aglomeratului pentru furnale, se estimeaza o reducere a necesarului anual de minereu de mangan cu cca 28%, concomitent cu o reducere a necesarului de calcar în reteta cu 746 t si de cocs marunt cu 35 t.

Pentru utilizarea prafului de mangan la fabricatia aglomeratului de mangan, în timpul experimentarilor industriale acesta a intrat în reteta de fabricatie într-o pondere de pâna la 50%. Dupa o tehnologie stabilita în timpul acestor experimentari, aglomeratul de mangan obtinut din acest praf rezidual si minereu de mangan de import clasa 0-10 mm, dupa ce a fost supus testelor de calitate (la care a corespuns), a fost introdus cu bune rezultate în reteta de fabricatie a feromanganului, substituind partial minereul bulgari de mangan. Avantajele aplicarii în cadrul S.C. FEROM S.A. Tulcea a acestei tehnologii se regasesc în

Tabelul 11

Tipul de aglomerat	Compozitia granulometrica, %					Rezistenta mecanica
	< 6 mm	6 - 10 mm	10 - 15 mm	15 - 25 mm	> 25 mm	
Aglomerat experimental	3,8	8,8	25,0	30,6	31,8	17,5
Aglomerat curent	3,5 - 4,5	8,5 - 9,5	24,0 - 26,0	30,0 - 32,0	29,0 - 32,0	17,0 - 18,0

importantele reduceri la consumurile energetice obtinute pe seama scurtarii perioadei de elaborare.

Eficienta totala ce se poate obtine prin valorificarea acestor prafuri este estimata la peste 200 milioane lei/an.

RECENZII

COROZIUNEA MATERIALELOR METALICE

autori: Simona Zamfir, Ruxandra Vidu, Viorel Brânzoi

Editura Didactica si Pedagogica, Bucuresti, 1994
Format 16/70x100, 230 pag., 2250 lei,
ISSN 973-30-2928-9

Lucrarea **"Coroziunea materialelor metalice"**, aparuta recent, trateaza o serie de aspecte legate de coroziunea materialelor, evidentiind importanta factorilor de material (compozitia chimica, prelucrarile termice, starea structurala etc.).

Autorii se adreseaza atât specialistilor în domeniu cât si celor care vor sa cunoasca problemele puse de coroziune. Este prezentata coroziunea în gaze si vapori, coroziunea în medii apoase, coroziunea cu depolarizare de oxigen, coroziunea în medii neapoase, respectiv capitolele 1-4.

De asemenea, sunt prezentate tipurile de coroziune clasificate dupa aspectul distrugerii, solicitarea mecanica si mediul în care are loc distrugerea.

Un spatiu larg este acordat metodelor de protectie anticorosiva prin tratarea mediului, prin metode electrochimice, prin modificarea compozitiei si structurii materialului, prin acoperiri protectoare metalice si nemetalice.

Un merit deosebit al lucrarii de fata consta în întelegerea proceselor de coroziune, cunoasterea mecanismelor si cineticii proceselor de coroziune a materialelor metalice si nemetalice.

Autorii acestei lucrari au numeroase publicatii în domeniu.

Doamna dr.ing.Simona Zamfir, profesor universitar, are numeroase publicatii în domeniu, a predat si cursul "Coroziunea materialelor metalice" la Facultatea Stiinta si Ingineria Materialelor din cadrul Universitatii "Politehnica" Bucuresti.

Doamna ing. Ruxandra Vidu, sef de lucrari este un cadru didactic tânar, care la numai 33 ani, are numeroase publicatii în tara si în strainatate (Italia, Franta, America).

Domnul dr.ing. Viorel Brânzoi, profesor universitar, are de asemenea preocupari în domeniul coroziunii materialelor.

Cartea se adreseaza specialistilor din domeniul metalurgiei, precum si inginerilor chimisti, studentilor de la facultatile de profil, tehnicienilor etc.

ing. Mihaela Pana, Universitatea "Politehnica" Bucuresti

CERCETARI PENTRU REALIZAREA UNEI INSTALATII DE MASURARE A GRADULUI DE REDUCERE LA LAMINAREA LA RECE A BENZILOR FINE

Ing. Petrica Chiculita - S.C. ICPPAM S.A. Galati

C.Z.: 621.771

Lucrarea îsi propune realizarea, testarea si punerea în functiune a unei instalatii de masurare a gradului de reducere la laminare la rece a benzilor fine.

Laminarea la rece a benzilor

O mare pondere în productia de banda laminata la rece o detin tablele si benzile subtiri si foarte subtiri din oteluri moi nealiate.

La laminarea la rece, o pondere însemnata în procesul de deformare o are întinderea benzii, în care caz grosimea materialului este diminuata, rezultând o crestere a lungimii produsului fara variatii semnificative ale latimii.

Teoria dislocatiilor explica mecanismul deformarii materialului si efectele acestuia concretizate prin modificari accentuate ale proprietatilor fizico-mecanice si structurale caracteristice fenomenului numit ecruisare.

La baza teoriei dislocatiilor sta conceptul potrivit caruia deformarea materialului este favorizata prin migrarea "golurilòr" numite dislocatii din reteaua cristalina, de-a lungul planurilor retelei.

Prin deformare rezulta simultan noi dislocatii. Dat fiind faptul ca dislocatiile se blocheaza reciproc pe masura cresterii densitatii lor, mobilitatea acestora se diminueaza, necesitând tensiuni tot mai mari pentru deformare. Apare astfel fenomenul de durificare.

Simultan cu deformarea la rece se produce o crestere a rezistentei la tractiune si a limitei de curgere, în timp ce alungirea si deformabilitatea înregistreaza scaderi din ce în ce mai mari.

Din cele expuse rezulta clar importanta cunoasterii cu precizie a gradului de deformare în procesul de laminare la rece a benzilor subtiri.

Descrierea aparatului de masurare a gradului de reducere la laminarea la rece a benzilor

Instalatia functioneaza pe principiul masurarii lungimii benzii, iar gradul de reducere se determina pe baza relatiei:

$$e = \frac{l_2 - l_1}{l_2} \cdot 100\ (\%) \qquad (1)$$

unde: l_1 si l_2 reprezinta lungimea benzii înainte si dupa laminare, mm.

Instalatia are în componenta ei doua traductoare incrementale de rotatie (TIRO 1000) T_1 si T_2, montate pe rolele de ghidare a benzii la intrarea si iesirea din caja de laminare.

In timpul functionarii, traductorul T_1 va da, pentru o lungime l_1 a benzii, un numar de impulsuri:

$$N_1 = k \cdot l_1 \qquad (2)$$

unde k este constanta ce depinde de tipul de traductor.

Traductorul T_2 va da pentru lungimea l_2 a benzii un numar de impulsuri:

$$N_2 = k \cdot l_2 \qquad (3)$$

Inlocuind l_1 si l_2 din relatiile (2) si (3) în relatia (1) rezulta:

$$e = \frac{N_2 - N_1}{N_2} \cdot 100\ (\%) \qquad (4)$$

Din aceasta relatie rezulta principiul de determinare a gradului de reducere utilizat în cadrul instalatiei, respectiv:

- se numara impulsurile N_1 si N_2 corespunzatoare lungimilor l_1 si l_2;
- se scade ($N_2 - N_1$);
- se raporteaza rezultatul la N_2;
- se înmulteste cu 100;
- se afiseaza rezultatul;
- se reia ciclul de determinare.

Aparatul destinat masurarii gradului de reducere la laminarea la rece este compus din doua subansambluri principale, si anume:

- instalatia de masurare propriu-zisa;
- convertorul numeric-analogic.

Schema bloc a instalatiei de masura propriu-zisa este data în figura 1.

In figura 2 este prezentat schematic modul de lucru al instalatiei.

Numarul 1, pornit sincron cu numaratorul 2, va numara în sens invers (0000, 9999, ..., 0001, 0000) impulsurile furnizate de traductorul T1, iar numaratorul 2 va numara direct (0000, 00001, ... 9999, 0000) impulsurile furnizate de traductorul T2.

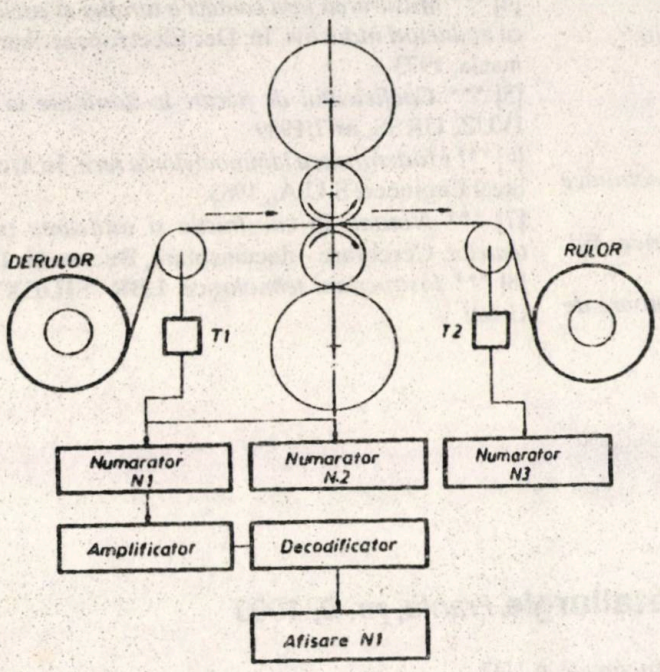


Fig. 1

Schema instalatiei de masura a gradului de reducere la laminarea la rece a benzilor fine
Reduction degree measuring device block diagram

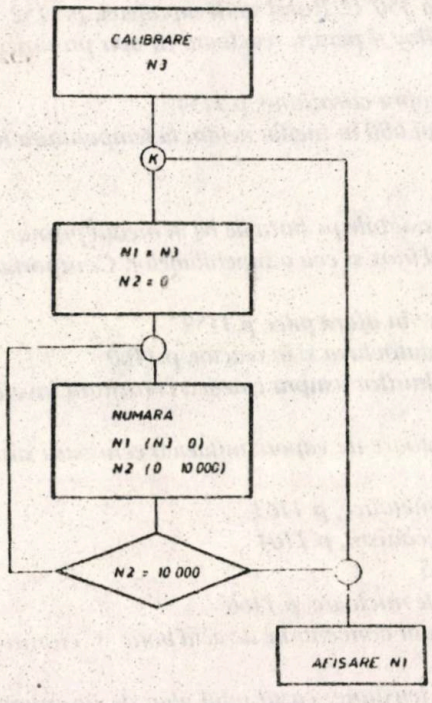


Fig. 2

Schema modului de lucru al instalatiei pentru masurarea gradului de reducere la laminarea la rece a benzilor fine
Operation diagram of a thin cold rolled strip reduction degree measuring device

In momentul în care numaratorul 2 ajunge la 10000, numaratorul 1 se va afla la diferenta $10000 - N_1(N_2-N_1)$ care este memorata si afisata pâna la urmatoarea numaratoare.

In timpul experimentarilor industriale a rezultat ca datorita traseului lung dintre traductoare si echipamentul de masura, apar o serie de perturbatii ce pot influenta precizia masuratorii.

Pentru rejectarea perturbatiilor s-a ales solutia amplificarii locale a semnalului lânga fiecare traductor, transportul semnalului în gama 0-24 Vc.c. pe traseul de cabluri si refacerea semnalului TTL cu separarea galvanica în modulele de intrare.

Echipamentul are doua regimuri de lucru:

» calibrare

» masurare

Regimul de calibrare are rolul de a masura si memora diferenta dintre diametrele rolelor de ghidare si se efectueaza la punerea sub tensiune a aparatului.

Numaratorul de calibrare masoara aceasta diferenta pe durata unei perioade de esantionare.

Regimul de masura realizeaza calculul gradului de dresare tinând seama de calibrare, în mod repetitiv, astfel încât o eroare de masura pe un ciclu de esantionare sa nu se probage si în ciclurile urmatoare.

Valoarea gradului de reducere calculata într-un ciclu este memorata si afisata printr-un registru tampon, astfel încât informatia sa fie stabila pe durata dintre doua calcule succesive.

Convertorul numeric-analogic asigura convertirea semnalelor numerice de 10 biti în semnale analogice de tensiune sau curent si transmiterea lor la un înregistrator de proces de tip analogic, care lucreaza în semnal unificat 0 - 10 mA.

Convertorul numeric-analogic da posibilitatea înregistrarii semnalului masurat simultan cu afisarea numerica a acestuia.

Principalele caracteristici ale instalatiei de masurare a gradului de reducere sunt:

- *functionarea pe principiul masurarii diferentei de lungime;*
- *alimentarea cu energie de la retea 200 v/50 Hz si 24 V c.c.;*
- *grosimea benzii: 0,3 – 3,00 mm;*
- *viteza benzii: max. 40 m/s;*
- *eroare de masurare: ± 0,03 %;*
- *afisare numerica;*

- *posibilitatea de înregistrare a marimii masurate în semnal analogic, domeniu 0 - 10 mA.*

BIBLIOGRAFIE

[1] **C.Radoi** s.a. - *Circuite si echipamente electronice industriale.* Ed.Tehnica, Bucuresti 1986
[1] **R.Magureanu** - *Masini si actionari electrice.* Ed. Tehnica, Bucuresti 1988
[3] *** *Documentatie tehnica pentru calculatoare de proces tip ECAROM*
[4] *** *Masurarea fara contact a turatiei si oscilatiilor cu traductori inductivi.* In: Der Electropractiker, Germania, 1973
[5] *** *Coeficientul de frecare la laminare la rece .* IVUZ, URSS, nr.7/1989
[6] *** *Modernizarea laminoarelor la rece.* In: Iron and Steel Engineer, S.U.A., 1983
[7] *** *Noutati în constructia si utilizarea traductoarelor.* Cercetare - documentare, Bucuresti: 1973
[8] *** *Instructiuni tehnologice.* LBR "SIDEX" S.A. Galati

REVISTA REVISTELOR

Revue de Métallurgie, *Franta, nr. 9, 1993*

- Simularea efectelor iradierii cu particule încarcate, p.1147
- Separarea solutiei solide de aliaje SiCu solicitata prin revenire termica, iradiere cu electroni si iradiere cu neutroni: studiul prin microscopie ionica si cu sonda atomica, p.1148
- Rolul alunecarii intergranulare în coroziunea sub tensiune a aliajelor Inconel 600 si 690, p.1149
- Modelarea segregatiilor induse sub iradiere în aliajele concentrate, p.1150
- Microstructura aplicata la evaluarea nedistructiva a defectelor aparute în oteluri datorita iradierii, p.1151
- Coroziunea sub tensiune a aliajelor X750 în mediu primar la 350^{0}C. Rolul starii suprafetei, p.1152
- Evaluarea grosimii straturilor de oxid de pe tevile de Zircalloy 4 pentru reactoare cu apa presurizata prin masurarea impedantei, p.1153
- Coroziunea otelurilor duplex: influenta oboselii dinamice asupra coroziunii, p.1154
-Cinetica propagarii fisurii de coroziune sub tensiune în aliajul 600 în mediu neutru la temperatura ridicata, p.1155
- Texturi si tensiuni în mecanisme de oxidare a Zr, p.1156
- Studiul peliculelor de oxid formate pe otelurile si aliajele inoxidabile pe baza de Ni în mediu primar, p.1157
- Structura metalurgica a aliajelor pe baza de Zircalloy, de otel inox si cea a superaliajelor. Comportamentul la coroziune, p.1158
- Studiul hidrurarii aliajelor de Zr dupa încercarea la coroziune în afara pilei, p.1159
- Aspecte microstructurale ale oxidarii aliajului Zircalloy 4 în autoclava si în reactor, p.1160
- Contributie la punerea în evidenta a efectului precipitarii hidrurilor asupra cineticii coroziunii învelisurilor din Zircalloy, p.1161
- Coroziunea sub tensiune a tevilor din aliaj 600 pentru generatoare de vapori: influenta ecruisarii suprafetei si a structurii metalurgice, p.1162
- Coroziunea sub tensiune a aliajului 600: influenta solicitarii metalice, p.1163
- Coroziunea sub tensiune a aliajului 600: propunerea unui mecanism, p.1164
- Coroziunea sub tensiune a aliajului 600: mecanismele, p.1165
- Aliajul 690, o solutie la problemele de coroziune din centralele nucleare, p.1166
- F-isurarea prin coroziune sub tensiune a otelului 316 L în solutii concentrate de acid boric + cloruri la 100 si 200^{0}C: analiza rolului acidului boric, p.1167
- Încercarea la tractiune lenta si mecanismele coroziunii sub tensiune: cazul unui aliaj de aluminiu 7150 Al-Zn-Mg-Cu, p.1168
- Efectul plumbului asupra coroziunii în mediu secundar a tevilor generatoarelor de abur din centralele nucleare cu apa presurizata, p.1169
- Oteluri inoxidabile martensitice: fragilizarea prin îmbatrânire termica sub 400^{0}C, p.1170
- Uzura tevilor generatoarelor de abur. Rezultatele încercarilor la temperatura ridicata pe masina AECL, p.1171
- Cercetari asupra uzurii prin impact-alunecare a componentelor centralelor nucleare, p.1172
-Exemple de degradare prin coroziune si fragilizarea care afecteaza materialele din otel carbon din centralele nucleare cu apa presurizata, p.1173
- Studiu asupra ductibilitatii hidrurilor, p.1174

DETERMINAREA DISTRIBUTIEI TENSIUNILOR LA COMPRIMAREA PRIN PRESARE A MEDIILOR DISPERSE POLIFAZICE, FOLOSIND MODELAREA MATEMATICA

Dr.ing. Cezar Balescu, conferentiar
dr.ing. Ioan Vârcolacu, profesor (Universitatea "Politehnica" Bucuresti
dr.ing. Vasile Mirea, sef de lucrari
ing. Augustin Semenescu, sef de lucrari
Valentin Balescu, student

C.Z.: 621.74

Pentru stabilirea regimurilor de presare a mediilor disperse polifazice (amestecuri de formare, materiale carbunoase, materiale refractare, pulberi etc.), este necesar sa se realizeze modelul matematic al procesului.

Pe baza modelului matematic se pot stabili dependente între caracteristicile geometrice ale elementului de volum din materialul analizat, proprietatile fizico-mecanice ale mediului si distributia tensiunilor în volum.

In lucrarea de fata s-a tinut seama de folosirea modelului discret pentru materialul supus comprimarii în vederea presarii într-un volum închis.

Amestecul care constituie mediul dispers polifazic va fi modelat prin sistemul de ecuatii al teoriei elasticitatii si plasticitatii.

Sistemul de ecuatii realizat descrie distributia tensiunilor la presarea cu un corp rigid sau flexibil cu un element diferential (problema plana).

Cu ajutorul acestui model se pot deduce ecuatiile presarii si apoi se pot calcula tensiunile în diferite puncte din volumul supus comprimarii.

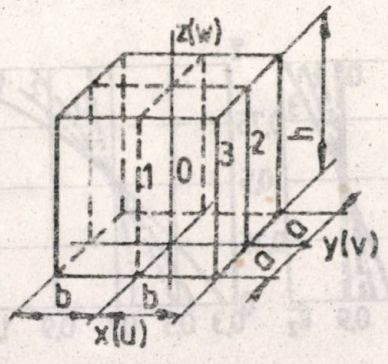


Fig. 1
Volumul elementar si sectorizarea lui
The unit volume and its division

Metoda de modelare matematica

In cazul metodei discrete, functiile ce urmeaza a fi determinate (deplasari, tensiuni) se prezinta sub forma finala diferita pentru doua variabile.

Metoda pe care o propunem permite înlocuirea ecuatiilor diferentiale cu derivate partiale ale teoriei elasticitatii, printr-un sistem de ecuatii diferentiale obisnuite.

Prin rezolvarea sistemului de ecuatii se obtine o solutie generala, iar prin punerea diverselor conditii limita, solutia particulara.

Pentru rezolvarea problemei s-a considerat un volum elementar de amestec supus compresiunii cu o placa rigida plana. Este necesar în acest caz sa stabilim tensiunile ce se dezvolta în acest volum. Consideram volumul cu dimensiunile 2a.2b.b (a, b) (fig.1).

Conditiile limita sunt:

$$\text{la } z = h, \quad u = v = 0 \quad \text{si} \quad w = w_o$$

$$\text{la } z = 0, \quad u = v = w = 0$$

în care: u, v si w sunt deplasarile dupa axele 0_x, 0_y si 0_z ; w_o - deplasarea sabotului de presare corespunzatoare sarcinii exterioare aplicate.

O alta serie de conditii limita se obtine prin evidentierea fortelor de frecare la frontierele laterale ale volumului:

$$\text{la } x = \pm a \qquad \tau_{zx} = f\sigma_x$$

$$\text{la } y = \pm b \qquad \tau_{zy} = f\sigma_y,$$

f fiind coeficientul de frecare la frontiera laterala.

Având în vedere schema de calcul a metodei discrete, volumul studiat a fost sectionat prin plane duse prin axa 0_z perpendiculare reciproc.

S-au obtinut, având în vedere dimensiunile volumului elementar, alte patru volume de dimensiuni a x b x h, functiile calculate determinându-se dupa muchiile modale (fig.1).

Deoarece conditiile limita ale problemei sunt date pentru cazurile de deplasare, s-a folosit metoda deplasarilor, luându-se ca necunoscute de baza functiile de deplasare.

In forma initiala sistemul de ecuatii al teoriei elasticitatii are forma:

$$\frac{d^2w}{dz^2} + \frac{1-2\mu}{2(1-\mu)} \cdot D\,\frac{dw}{dr} + \frac{1}{2(1-\mu)}\,\frac{d}{dz} \cdot Du = 0$$

$$\frac{d}{dr}Du + \frac{1+2\mu}{2(1-\mu)}\,\frac{d^2u}{dz^2} + \frac{1}{2(1-\mu)}\,\frac{d^2w}{dr \cdot dz} = 0$$

în care: μ este coeficientul deformatiei transversale ($\mu = \frac{\xi}{1+\xi}$), ξ - coeficientul de transmitere în lateral al presiunii;

D - operator ($D = \frac{d}{dr} + \frac{1}{r}$).

Solutia se va calcula dupa variabila r sub forma unei diferente finale.

In cazul particular propus (fig.1), din conditiile de simetrie si rigiditate absoluta a peretilor laterali (frontiere) vor rezulta patru necunoscute: deplasarile verticale ale muchiilor 0, 1, 2, 3, adica marimile w_0, w_1, w_2 si w_3.

In aceasta situatie se obtine un sistem de ecuatii pentru tensiuni si deplasari de forma:

$$\alpha\mu\,\frac{1}{n^2}\,\frac{d^2w_0}{d\,\bar{z}^2} + w_1 + \frac{w_2}{k^2} - \frac{k^2+1}{k^2}w_0 = 0$$

$$\alpha\mu\,\frac{1}{n^2}\,\frac{d^2w_1}{d\,\bar{z}^2} - 2f\rho\mu\,\frac{1}{n}\,\frac{dw_1}{d\,\bar{z}} + w_0 + \frac{w_3}{k^2} - \frac{k^2+1}{k^2}w_1 = 0$$

$$\alpha\mu\,\frac{1}{n^2}\,\frac{d^2w_2}{d\,\bar{z}^2} - 2f\rho\mu\,\frac{1}{nk}\,\frac{dw_2}{d\,\bar{z}} + w_3 + \frac{w_0}{k^2} - \frac{k^2+1}{k^2}w_2 = 0$$

$$\alpha\mu\,\frac{1}{n^2}\,\frac{d^2w_3}{d\,\bar{z}^2} - 2f\rho\mu\,\frac{k+1}{nk}\,\frac{dw_3}{d\,\bar{z}} + w_2 + \frac{w_1}{k^2} - \frac{k^2+1}{k^2}w_3 = 0$$

în care s-au facut urmatoarele notatii:

$$n = \frac{h}{a};\ k = \frac{b}{a};\ \bar{z} = \frac{z}{h};\ \rho\mu = \frac{\mu}{1-\mu};$$

$$\alpha\mu = \frac{1}{2(1-2\mu)}$$

Sistemul de ecuatii (1) este un sistem de patru ecuatii diferentiale de ordinul doi cu patru necunoscute.

In acest sistem s-a facut o serie de transformari care sa reflecte comprimarea amestecului în volum închis luând în considerare si fortele de frecare exterioare, iar în procesul rezolvarii au fost luate în considerare conditiile limita, realizându-se si urmatoarele substitutii:

$w_i = y_{i+1} - w_i$, $w_i = y_{i+5} - w_0$ ($i = 0,1,2,3$)

în care y_{iH} sunt deplasarile, iar w_i derivatele care corespund deplasarilor unitare ale sabotului de presare.

Folosind conditiile limita s-au determinat tensiunile normale în punctele de pe înaltimea muchiilor analizate. Deplasarea punctelor de pe muchia centrala, w_o, corespunzatoare sarcinii exterioare aplicate p, s-a determinat prin analiza ecuatiei de echilibrare a fortelor interioare si exterioare în sectiunea de sub sabotul de presare, la $\bar{z} = 1$, respectiv:

$$4\,p\,a\,b = a \cdot b\left[\sigma_{\bar{z}}^{(0)} + \sigma_{\bar{z}}^{(1)} + \sigma_{\bar{z}}^{(2)} + \sigma_{\bar{z}}^{(3)}\right]_{\bar{z}=1}$$

rezultând deplasarea punctelor de pe muchia centrala:

$$w_0 = \frac{4h\,(1+\mu)}{4} \cdot p$$
$$\alpha\mu E \sum_{i=1} y_i\big|_{\bar{z}=1}$$

Valorile tensiunilor corespunzatoare celor patru muchii vor fi:

$$(\bar{\sigma}_z)_j = \frac{4}{\sum_{i=1} y_i\big|_{\bar{z}=1}}\,y_j$$

$$(\bar{\sigma}_x)_j = (\bar{\sigma}_y)_j = \frac{\rho\mu}{\alpha\mu}\,\frac{4}{\sum_{i=1} y_i\big|_{\bar{z}=1}}\,y_j$$

cu $j = 0, 1, 2, 3$,

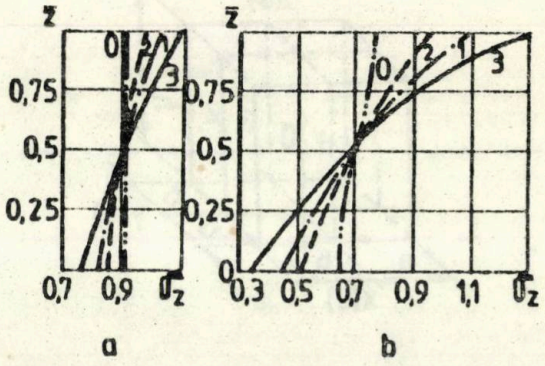


Fig. 2

Variatia tensiunii $\bar{\sigma}_z$ pe înaltimea formei la h = 0,5 (a) si h = 2(b)

$\bar{\sigma}_z$ stress variation on mould height at h = 0.5 (a) and h = 2 (b)

în care: $\bar{\sigma}$ - reprezinta tensiunea raportata la p, pe cele trei directii (marime adimensionala).

Datele initiale ale problemei sunt valorile parametrilor n, f, k si μ, care în cazul amestecurilor de formare variaza în urmatoarele limite:
n = 0,5...0,15; k = 1...4; f = 0,15...0,6; μ = 0,2...0,4.

Rezolvarea sistemului pentru intervalul de variatie al parametrilor se face pe baza unui program în limbaj C - standard, adoptând un pas care corespunde la 30 de variante.

Pentru una din variantele corespunzatoare valorilor parametrilor n = 0,5 si n = 2; f = 0,5; k = 2; μ = 0,32, în figura 2 s-a prezentat variatia tensiunii raportate $\bar{\sigma}_z$ pe înaltimea formei.

Concluzii

Se observa ca tensiunile maxime $\bar{\sigma}_z$ se obtin sub organul de presare, scazând la valori minime când h = 0, acest lucru datorându-se fortelor de frecare.

Variatia tensiunii $\bar{\sigma}_z$ pe înaltime în zona centrala (muchia 0) este mica si intensa în zona muchiei 3.

Modificarea raportului dintre dimensiunile volumului analizat (parametrul n) de la n = 0,3 la n = 2 duce la o variatie mult mai accentuata în toate punctele celor patru muchii.

Similar pot fi obtinute variatii pentru $\bar{\sigma}_x$ si $\bar{\sigma}_y$

Pe baza compararii rezultatelor experimentale cu cele obtinute prin calculele efectuate cu ajutorul modelului propus, s-a observat ca nu apar diferente semnificative si metoda propusa poate fi folosita cu succes pentru stabilirea parametrilor procesului de presare a mediilor disperse polifazice.

BIBLIOGRAFIE

[1] Balescu C.: *Contributii la studiul proceselor fizico-mecanice care au loc în procesul de presare a formelor de turnare*. Teza de doctorat, Bucuresti, 1992

[2] Guliaev B.B., s.a.: *Procese de formare*, Masinostroienie, Moscova, 1987

REVISTA REVISTELOR

Revue de Métallurgie, *Franta, nr. 9, 1993*

- Masurarea concentratiei locale de tritiu absorbit în capul fisurii într-un otel de înalta rezistenta în timpul coroziunii sub tensiune, p.1175

- Modelarea ciocanirii artizanale a bronzului folosita la obiectele arheologice, p.1176

- Studiul cristalizarii sticlei metalice Ni 81 B 19 prin simulare numerica, p.1177

- Modelarea procedeului de cotrefilare, p.1178

- Dizlocatii Somigliana si structuri atomice ale hetero interfetelor, p.1179

-Modelarea sinterizarii în faza lichida: densificarea, p.1180

- Modelarea precipitarii γ' în timpul calirii unui superaliaj, p.1181

- Simularea numerica si indexarea în difractometrie de Lane: aplicare la transformarile fizice, p.1182

- Simularea numerica a proprietatilor elastice ale materialelor cu vacante, p.1183

-Modelarea crestarii unei epruvete BDWTT, p.1184

- Simularea imaginilor unui compozit cu fibre supus unei tensiuni, observabile prin fotoelasticimetrie, p.1185

- Pelicule de cristale lichide microîncapsulate în polimeri: simularea numerica a imaginilor observabile în microscopie optica, p.1186

- Simularea dinamica aplicata procedeelor de elaborare a materialelor, p.1187

- Modelarea strunjirii cu taiere ortogonala: analiza termica, p.1188

- Modelarea generarii zonelor denudate în aliajele Al-Mn-Fe-(Mg- Si), p.1189

- Rolul ecruisarii în realizarea prin sinteza mecanica a aliajelor Fe-Co monocristaline, p.1190

- Sinteza mecanica a solutiilor solide si compozitelor intermetalice Fe-Sn, p.1191

- Transformari microstructurale în timpul sintezei mecanice a aliajului Ti-47,5 Al-3Cr, p.1192

- Caracterizarea structurala EXAFS si proprietatile tribologice ale peliculelor subtiri monocristaline pe baza de Ni-Ti, p.1193

- Influenta dispersarii de oxizi si a unei faze intermetalice asupra comportarii mecanice a aliajelor feritice elaborate prin sinteza mecanica, p.1194

- Caracterizarea microstructurala si mecanica a aliajelor ranforsate prin dispersie de oxizi, p.1195

- Studiul compactarii pulberilor de fier monocristaline, p.1196

- Studiu prin spectrometrie Mossbauer al fazei monocristaline în aliajele de fier amorfe, p.1197

- Cipuri monostructurate din fier prin magnetizare în afara planelor obtinute prin depunerea de agregate de Fe de dimensiuni controlate produse cu ajutorul unui atomizor laser, p.1198

CONTROLUL SI COMANDA PRIN CALCULATOR A INSTALATIILOR DE TRATAMENT TERMIC

Ing. Augustin Semenescu, sef de lucrari
dr. ing. Ioan Oprescu, profesor
dr.ing.Ioan Vîrcolacu, profesor **Universitatea "Politehnica" Bucuresti**
dr.ing. Cezar Balescu, conferentiar
ing. Vasile Mirea, sef de lucrari
Ing. Aurel Ciotlos

C.Z.: 621.785

1. Generalitati

Programele realizate permit modelarea operatiilor executate de dispozitive apartinând unei instalatii cu functionare continua secventionala. In plus, permit comanda instalatiei concomitent cu verificarea modelului realizat pe calculator.

Algoritmul utilizarii programului este urmatorul:

- *adoptarea unei solutii generale simplificate privind realizarea instalatiei;*
- *detalierea acestei solutii;*
- *descompunerea instalatiei în dispozitive care executa operatii elementare;*
- *identificarea conditiilor suficiente pentru începerea fiecarei operatii elementare în parte;*
- *identificarea efectelor executarii fiecarei operatii în parte;*
- *identificarea, din practica altor dispozitive asemanatoare, a duratei executarii fiecarei operatii în parte;*
- *introducerea în calculator a urmatoarelor date preliminare:*
  - *durata fiecarei operatii;*
  - *conditiile suficiente pentru executarea fiecarei operatii în parte;*
  - *efectele executarii fiecarei operatii;*
  - *conditiile initiale care caracterizeaza starea instalatiei la momentul 0.*
- *în urma executarii programului numarului 1 (fig. 1) se obtine o ciclograma teoretica care urmeaza a fi verificata în practica;*
- *în functie de conditiile suficiente pentru executarea fiecarei operatii în parte, programul numarul 2 (fig 2) comanda instalatia si în acelasi timp realizeaza si o ciclograma reala;*
- *daca pe parcursul unui ciclu ciclograma reala difera de cea teoretica, rezulta ca în parte sau în totalitate datele preliminare au fost gresite;*
- *daca pe parcursul unui ciclu ciclograma reala coincide cu cea teoretica, se poate comanda în continuare instalatia, calculatorul semnalizând permanent orice abatere de la ciclograma dorita, eventual putând lua masuri printr-un program separat pentru revenirea la normal.*

Daca dorim sa alegem o solutie cât mai buna dintre diferite variante posibile de instalatii, fara a sti cum functioneaza aceasta si fara a fi realizate practic niciodata, se foloseste programul obtinut din schema logica din figura 1, care ne ofera ca rezultat o ciclograma realizata cu efort minim din partea operatorului, care nu introduce decât conditiile si efectele executarii unor operatii elementare care pot fi extrase din practica.

2. Algoritmul realizarii programului pentru stabilirea ciclogramei teoretice

2.1 Calculatorul preia si memoreaza date privind:

- *durata fiecarei operatii executate de dispozitivele instalatiei;*
- *conditiile suficiente pentru începerea functionarii fiecarei operatii în parte;*
- *efectele desfasurarii fiecarei operatii în parte;*
- *starea initiala care caracterizeaza instalatia la momentul 0*

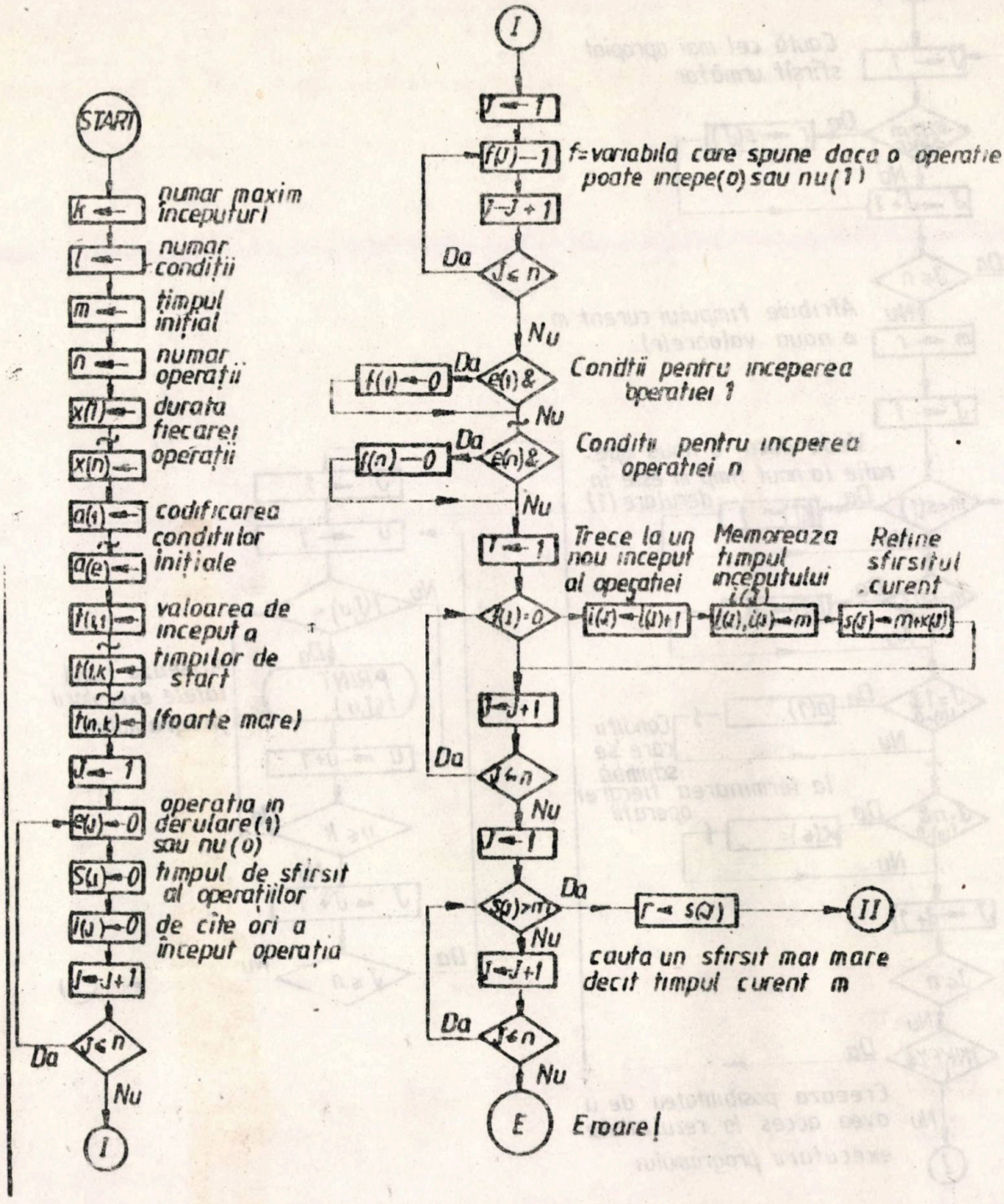


Fig. 1

Schema logica pentru simularea funcționării unei instalații secvențiale
Logic diagram for simulating a sequential plant operation

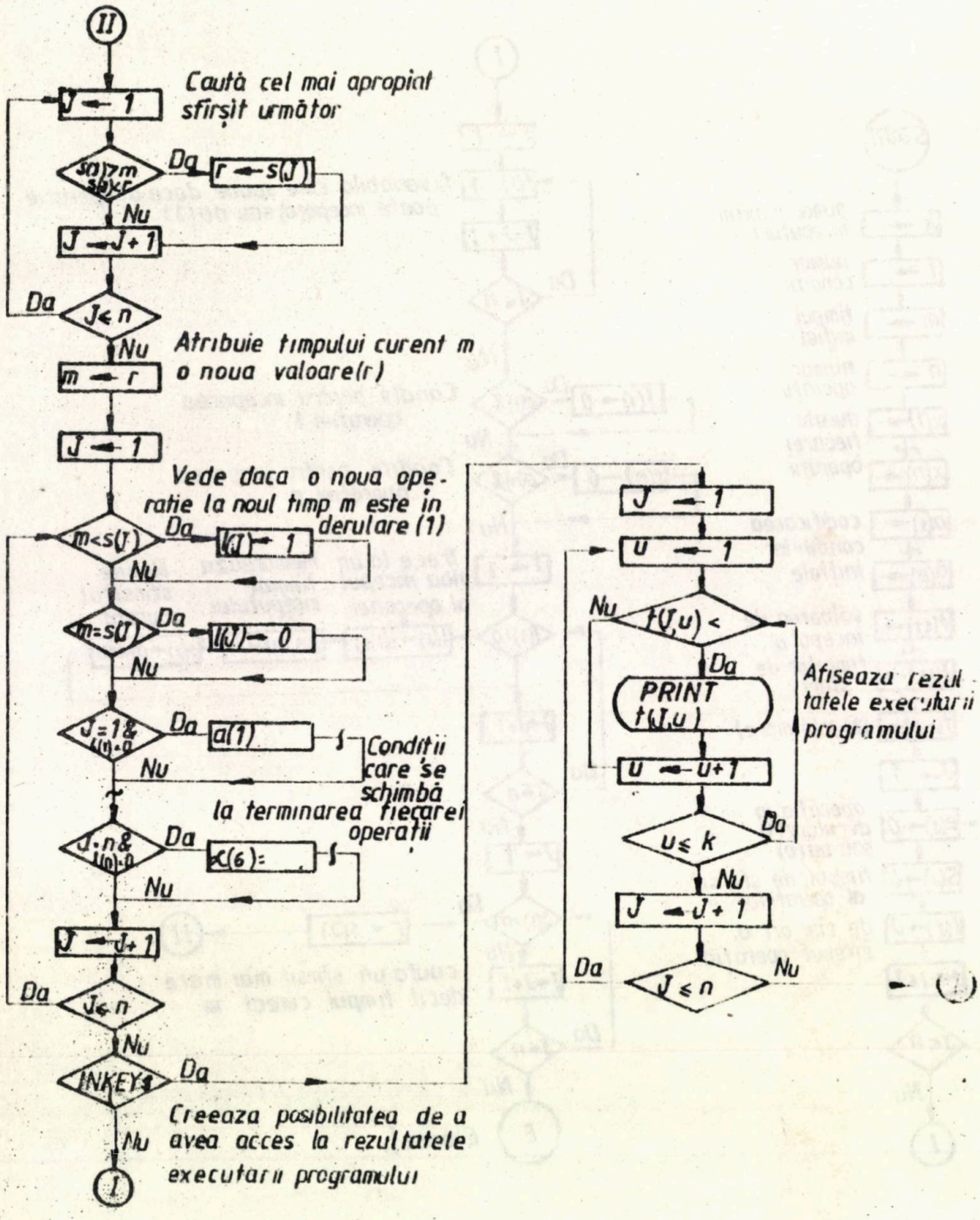


Fig. 1 (continuare)

Schema logică pentru simularea funcționării unei instalații secvențiale

Logic diagram for simulating a sequential plant operation

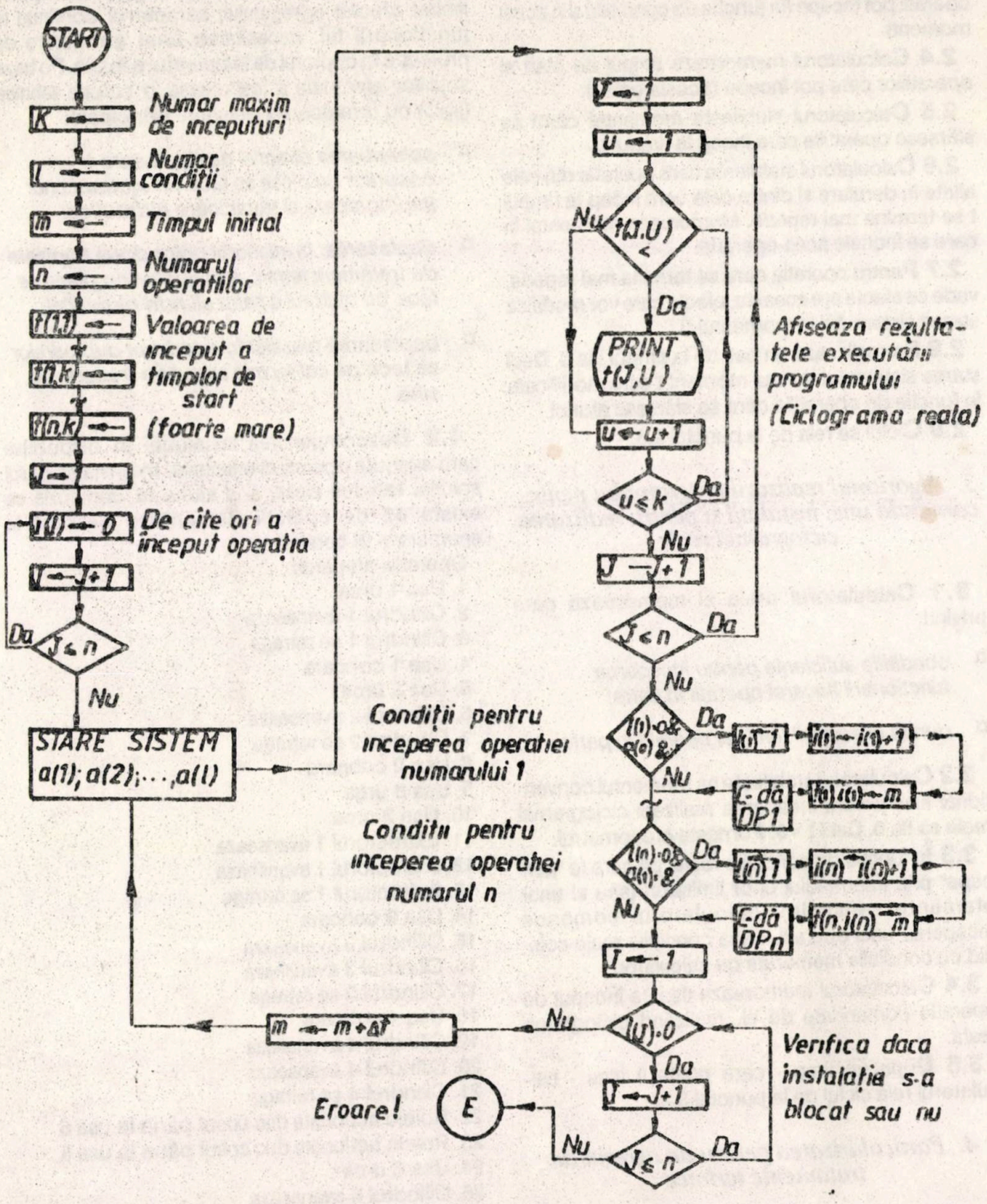


Fig. 2

Schema logica pentru comanda functionarii instalatiei secventiale
Ligic diagram for controlling sequential plant operation

2.2 Calculatorul stabileste ca momentul conventional ales pentru începerea realizarii ciclogramei sa fie momentul 0. Deci t = 0.

2.3 La momentul t, calculatorul stabileste ce operatii pot începe (în functie de conditiile din acest moment).

2.4 Calculatorul memoreaza timpul de start al operatiilor care pot începe (acesta este t).

2.5 Calculatorul stabileste momentul când se sfârsesc operatiile care încep la timpul t.

2.6 Calculatorul stabileste care operatie din cele aflate în derulare si dintre cele care încep la timpul t se termina mai repede. Memoreaza momentul în care se încheie acea operatie.

2.7 Pentru operatia care se termina mai repede, vede ce efecte are aceasta, efecte care vor modifica starea sistemului la momentul 0.

2.8 Se realizeaza un pas de la timpul t la 0. Deci starea sistemului la noul moment t este modificata în functie de operatiile care se sfârsesc atunci.

2.9 Ciclul se reia de la punctul 2.3.

3. Algoritmul realizarii programului pentru comanda unei instalatii si pentru realizarea ciclogramei reale

3.1 Calculatorul preia si memoreaza date privind:

- *conditiile suficiente pentru începerea functionarii fiecarei operatii în parte;*
- *durata executarii fiecarei operatii în parte.*

3.2 Calculatorul stabileste ca momentul conventional ales pentru începerea realizarii ciclogramei reale sa fie 0. Deci t = 0. Porneste cronometrul.

3.3 În functie de conditiile reale, pe care le "percepe" prin intermediul unor limitatori (sau al unor elemente sensibile), calculatorul comanda începerea unei operatii, daca conditiile reale coincid cu conditiile memorate de calculator.

3.4 Calculatorul memoreaza fiecare început de operatie comandate de el, realizând ciclograma reala.

3.5 Dupa un timp - care poate fi ales - calculatorul reia ciclul de la punctul 3.3.

4. Particularizarea pentru un agregat de tratamente termice

In cazul particular al unui agregat de maleabilizare a fontei, cu functionare continua secventiala, folosind metodologia descrisa la începutul lucrarii, vom avea de parcurs urmatoarele etape necesare:

4.1 Adoptarea unei solutii tehnice generale. La adoptarea solutiei tehnice generale s-a urmarit utilizarea unor solutii tehnologice moderne tinând seama de o serie de restrictii legate de: spatiul limitat afectat agregatului, caracterul continuu al functionarii lui, necesitatea unei atmosfere de protectie în cuptorul de temperatura înalta. Pe baza studiilor efectuate a fost aleasa o solutie tehnica (fig.3) cu urmatoarele elemente principale:

- *schimbarea directiei de deplasare a cosurilor cu piese se face cu ajutorul unor împingatoare si extractoare hidraulice;*
- *deplasarea, în interiorul celor doua cuptoare de tratament termic, a cosurilor cu piese se face cu ajutorul a patru cilindri hidraulici;*
- *deplasarea pieselor în exteriorul cuptoarelor se face pe cai cu role sau, prin frecare, pe sine.*

4.2 Descompunerea instalatiei în dispozitive care executa operatii elementare. In urma studiului solutiei tehnice alese, s- a ajuns la concluzia ca exista 46 de operatii elementare pe care le enumeram în continuare:

Operatia numarul:

1. Usa 1 urca
2. Cilindrul 1 avanseaza
3. Cilindrul 1 se retrage
4. Usa 1 coboara
5. Usa 2 urca
6. Cilindrul 2 avanseaza
7. Cilindrul 2 se retrage
8. Usa 2 coboara
9. Usa 3 urca
10. Usa 3 urca
11. Extractorul 1 avanseaza
12. Extractorul 1 avanseaza
13. Extractorul 1 se retrage
14. Usa 3 coboara
15. Cilindrul 3 avanseaza
16. Cilindrul 3 avanseaza
17. Cilindrul 3 se retrage
18. Usa 4 coboara
19. Cilindrul 4 avanseaza
20. Cilindrul 4 avanseaza
21. Cilindrul 4 se retrage
22. Rolele actionate duc cosul pâna la usa 6
23. Rolele actionate duc cosul pâna la usa 5
24. Usa 6 urca
25. Cilindrul 6 avanseaza
26. Cilindrul 6 se retrage
27. Usa 6 coboara
28. Usa 5 urca
29. Cilindrul 5 avanseaza
30. Cilindrul 5 se retrage
31. Usa 5 coboara
32. Usa 7 urca

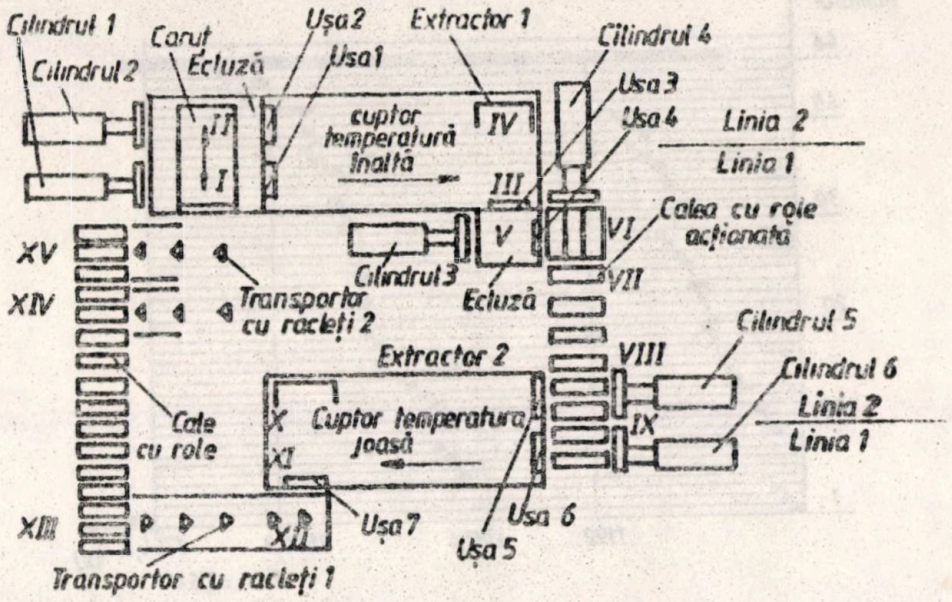


Fig. 3
Solutia tehnica generala
General technical solution

33. Usa 7 urca
34. Extractorul 2 avanseaza
35. Extractorul 2 se retrage
36. Usa 7 coboara
37. Transportorul cu racleti 1 avanseaza
38. Transportorul cu racleti 1 se retrage
39. Rolele sunt actionate manual (dupa ce cosul a fost încarcat) pâna la platforma XIV
40. Rolele sunt actionate manual pâna la platforma XV
41. Transportorul cu racleti 2 avanseaza
42. Transportorul cu racleti 2 se retrage
43. Caruciorul se retrage
44. Caruciorul avanseaza
45. Pauza necesara tratamentului termic

4.3 Identificarea conditiilor suficiente pentru începerea fiecarei operatii în parte, efectele derularii fiecarei operatii si durata derularii fiecarei operatii.

4.4 Identificarea conventionala a unei stari initiale de la care sa se poata pleca la realizarea ciclogramei. Aceasta stare este descrisa de urmatoarele conditii:

1. Cilindrul 1 este retras
2. Cilindrul 2 este retras
3. Extractorul 1 este retras
4. Usa 2 este jos
5. Usa 1 este jos
6. Caruciorul este retras
7. Exista cos pe linia 1 carut
8. Exista cos pe linia 2 carut
9. Nu exista cos cap linia 1 CT1
10. Nu exista cos cap linia 2 CT1
11. Pauza este terminata
12. Usa 3 este jos
13. Usa 4 este jos
14. Nu exista cos în ecluza
15. Nu exista cos în ecluza de la linia 1
16. Nu exista cos în ecluza de la linia 2
17. Nu exista cos pe platforma din fata ecluzei VI
18. Cilindrul 3 este retras
19. Nu exista cos pe platforma VI de la linia 1
20. Nu exista cos pe platforma VI de la linia 2
21. Nu exista cos la începutul releelor actionate
22. Nu exista cos la începutul releelor actionate de la linia 1
23. Nu exista cos la începutul releelor actionate de la linia 2
24. Cilindrul 4 este retras
25. Nu exista cos la usa 6
26. Nu exista cos la usa 5
27. Usa 5 este jos
28. Usa 6 este jos
29. Nu exista cos la capatul liniei 1 CTJ
30. Nu exista cos la capatul liniei 2 CTJ
31. Extractorul 2 este retras
32. Cilindrul 5 este retras
33. Cilindrul 6 este retras
34. Usa 7 este jos
35. Nu exista cos pe platforma XII
36. Nu exista cos pe platforma XIII
37. Transportorul cu racleti 1 este retras
38. Nu exista cos pe platforma XIV
39. Nu exista cos pe platforma XV
40. Transportorul cu racleti 2 este retras

Folosind programul pentru stabilirea ciclogramei teoretice în cazul particular al agregatului de maleabilizare se obtine ciclograma din figura 4.

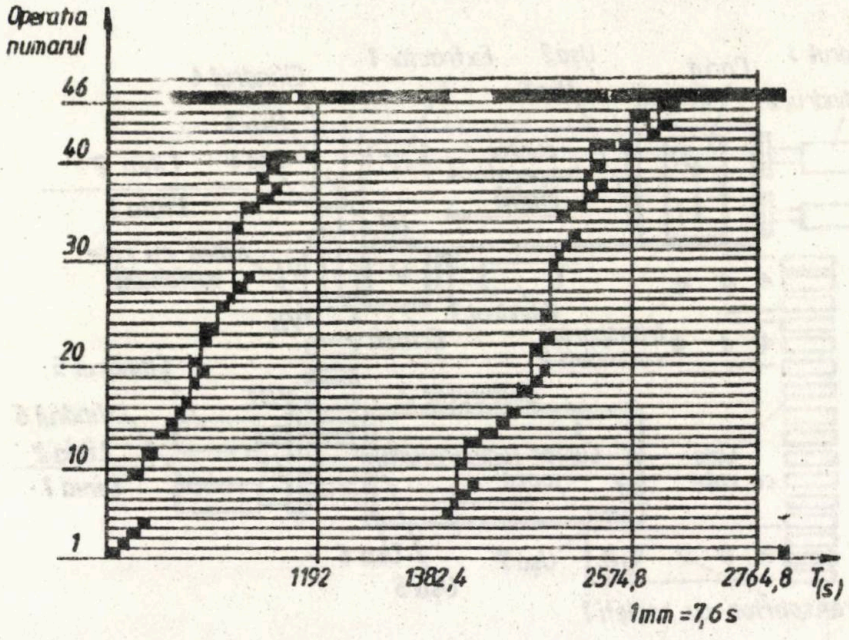


Fig. 4
Ciclograma agregatului de maleabilizare
Malleableizing plant cyclogram

In continuare, folosind programul pentru comanda unei instalatii si pentru realizarea ciclogramei reale, în cazul particular al agregatului de maleabilizare, functionarea acestuia poate fi comandata si supravegheata prin intermediul unui calculator de proces.

Personalul care deserveste instalatia are posibilitatea de a modifica în orice moment parametrii de tratament termic, calculatorul modificând la rândul lui ciclograma teoretica. Comanda instalatiei se va face tinându-se seama permanent de ciclograma teoretica curenta, astfel încât derularea practica a operatiilor sa coincida cu derularea teoretica a acestora.

5. Elemente de eficienta economica

Realizarea unei linii de maleabilizare a pieselor din fonta, automatizata cu ajutorul unui calculator care utilizeaza programul descris în prima parte a lucrarii, duce la obtinerea urmatoarelor avantaje:

» scade pretul de cost al întregii instalatii;

» apare posibilitatea de a folosi programe speciale de avarie care micsoreaza mult interventia omului în cazul unor evenimente previzibile nedorite;

» apare posibilitatea de a programa executia mai multor tipuri de tratamente termice la începutul functionarii instalatiei;

» conditiile de munca sunt îmbunatatite, personalul care deserveste instalatia fiind în numar mic.

BIBLIOGRAFIE

[1] **Oprescu I., Vîrcolacu I., Grosu V., s.a.:** *Utilaje specifice sectoarelor de prelucrari metalurgice.* Bucuresti, Editura Didactica si Pedagogica, 1983

[2] **Oprescu I., Vîrcolacu I.:** *Automatizari metalurgice în instalatiile de deformari plastice si tratamente termice.* Bucuresti, Editura Didactica si Pedagogica, 1983

[3] **Niculescu-Mizil G:** *Sisteme flexibile de prelucrare.* Bucuresti, Editura Tehnica, 1989

[4] **Benetti E.:** *Flexible Manufacturing Systems.* Paris, Editura Hermes, 1970

[5] **Borangiu Th.,s.a.:** *Structuri moderne de conducere automata a masinilor-unelte.* Bucuresti, Editura Tehnica, 1982

CERCETARI PENTRU VALORIFICAREA ZINCULUI DIN DESEURI BOGATE ÎN ZINC. INFLUENTA pH-ULUI ASUPRA SOLUBILIZARII ZINCULUI DIN DROJDII CU CONTINUT DE ZINC PENTRU RECUPERAREA SI VALORIFICAREA ACESTUIA SUB FORMA DE SULFAT DE ZINC

Chim. Mihaela Ulmanu, Ing. Romanita Teodorescu, Ing. Stela Popa - S.C. I.M.N.R. - S.A. Bucuresti

C.Z.:669.5

Cresterea continua a necesarului de zinc pe economie, concomitent cu scaderea resurselor de minereuri bogate impune, pe lânga valorificarea minereurilor sarace, si recuperarea acestuia din alte surse; una din surse o constituie deseurile rezultate din procese metalurgice (drojdii, cenusi, prafuri, zguri).

Drojdiile cu zinc au continut mare de zinc si continut scazut de impuritati.

In prezent, aceste deseuri, alaturi de multe altele, sunt depozitate pe halde, poluând puternic mediul înconjurator; în ele sunt blocate cantitati importante de zinc si alte metale neferoase.

Începând cu deceniul al saselea, s-au elaborat procedee de valorificare a zincului din prafurile cu continut de zinc rezultate în otelarii, procedee în general pirometalurgice. Aceste procese nu au fost implementate la scara comerciala din urmatoarele motive:

- *datorita temperaturii ridicate la care au loc procesele (cca 1200°C) este necesar un capital si costuri de operare ridicate;*
- *datorita prezentei clorurilor si fluorurilor apar probleme severe de coroziune, care implica utilizarea unor materiale de constructie scumpe;*
- *în aceste deseuri plumbul însoteste zincul; ele sunt colectate împreuna sub forma unui produs intermediar care necesita prelucrari considerabile pentru separarea celor doua metale [1].*

Procedeele hidrometalurgice de valorificare a zincului din deseuri au aparut în deceniul al saptelea, ca o alternativa mai putin costisitoare.

In prezent, cca 90% din zincul primar se produce hidrometalurgic.

Variantele hidro- pentru recuperarea zincului din deseuri mentionate în literatura de specialitate sunt urmatoarele:

- *solubilizari cu acizi minerali, cel mai des utilizat ca agent de solubilizare fiind acidul sulfuric [2]-[7];*
- *solubilizari amoniacale [8],[9];*
- *solubilizari cu hidroxid de sodiu [10].*

Procedeele difera în general prin pH-ul la care se face solubilizarea, modul de separare a impuritatilor si puritatea produsului obtinut.

Lucrarea de fata prezinta rezultatele obtinute în procesul de recuperare a zincului din drojdie cu continut de zinc, sub forma de sulfat de zinc de puritate corespunzatoare utilizarii lui si în fabricatia de medicamente.

Materiale utilizate

Drojdia cu continut de zinc s-a sitat pe sita de 0,6 mm. Analiza chimica a fractiunii cu finete mai mica de 0,6 mm este urmatoarea: 87% Zn; 0,81% Pb; 0,6% Fe si 0,13% Ca. Analiza de structura evidentiaza drept component principal zincul metalic partial oxidat la oxid de zinc, plumb metalic, oxid de fier, oxid de calciu si cantitati foarte mici de ferita de zinc.

Solutia apoasa de acid sulfuric utilizata la solubilizare s-a separat din acid sulfuric tehnic concentrat 98% si apa.

Rezultate si discutii

Tehnologia de valorificare a zincului din drojdii sub forma de sulfat de zinc consta din urmatoarele faze tehnologice:

- *solubilizarea cu o solutie apoasa de acid sulfuric;*

Tabelul 1

Solubilizarea drojdiei cu continut de zinc cu acid sulfuric
Leaching of Zn - containing yeast with H_2SO_4

	Proba numarul									
	1		2		3		4		5	
Acid sulfuric adaugat, g	130,6		118,7		111,6		109,2		106,8	
pH -ul solutiei finala	0,12		1,57		2,22		2,70		3,15	
Analiza reziduului	%	g	%	g	%	g	%	g	%	g
Zinc	9,8	0,45	49,2	6,55	76,9	15,0	79,3	15,47	84,7	13,5
Plumb	20,1	0,81	6,5	0,81	4,15	0,81	3,76	0,81	3,76	0,81
Fier	7,5	0,18	1,37	0,18	1,4	0,19	1,62	0,22	1,84	0,25
Calciu	0,5	0,04	0,35	0,04	0,2	0,04	0,22	0,04	0,22	0,04
Analiza filtratului	g/l	g	g/l	g	g/l	g	g/l	g	g/l	g
Zinc	181	86,5	167	80.45	150	72,0	149	71,53	183	70,47
Fier	1,08	0,42	1,08	0,42	1,06	0,41	0,98	0,38	0,90	0,35
Randament solubilizare zinc, %	99,48		92,47		82,75		82,21		81,0	

- *separarea reziduului nesolubilizat;*
- *corectarea pH-ului solutiei la valoarea de 3...3,5 cu pulbere de zinc si oxidarea ionului feros la ion feric cu ajutorul unui agent oxidant;*
- *precipitarea hidroxidului feric si îndepartarea lui din solutie;*
- *prelucrarea solutiei de sulfat de zinc purificata în modul cunoscut pentru cristalizarea si separarea sulfatului de zinc cristalizat.*

Tabelul 2

Solubilizarea drojdiei cu zinc la pH = 0,3
Leaching of Zn - containing yeast at pH = 0.03

Acid sulfuric adaugat:	134,2 g				
pH-solutie finala:	0,03				
Analiza reziduului:	%	g	**Analiza filtratului:**	g/l	g
Zinc	9,2	0,45		181	86,55
Plumb	16,2	0,81			
Fier	3,21	0,16		1,15	0,44
Calciu	0,5	0,04			
Rand. extractie zinc	99,48%				
Rand. extractie fier:	73,33%				

Pentru obtinerea unui produs de calitate corespunzatoare prevederilor normative în vigoare sunt foarte importante solubilizarea si purificarea solutiei obtinute.

La faza de solubilizare se urmareste obtinerea unui randament de solubilizare maxima a zincului si un randament cât mai scazut pentru fier. In ceea ce priveste purificarea solutiei de sulfat de zinc de fierul continut, aceasta trebuie astfel facuta încât continutul de

Tabelul 3

Variatia randamentului de solubilizare al zincului din drojdie functie de pH
Zn leaching yield variation depending on yeast pH

Nr. crt	pH solutie rezultata la solubilizare	Cantitate zinc (g) în:			Randament de solubilizare, %
		Drojdie	Solutie rezultata la solubilizare	Reziduu de la solubilizare	
1.	0,03	87	86,55	0,45	99,48
2.	0,12	87	86,55	0,45	99,48
3.	1,57	87	80,45	6,55	92,47
4.	2,22	87	72,00	15,00	82,75
5.	2,70	87	71,50	15,47	82,21
6.	3,15	87	70,47	16,53	81,00

Tabelul 4

Variatia randamentului de solubilizare al fierului din drojdie functie de pH
Fe leaching yield variation depending on yeast pH

Nr. crt	pH solutie rezultata la solubilizare	Cantitate fier (g) în:			Randament de solubilizare, %
		Drojdie	Solutie rezultata la solubilizare	Reziduu de la solubilizare	
1.	0,03	0,60	0,44	0,16	73,33
2.	0,12	0,60	0,42	0,18	70,00
3.	1,57	0,60	0,42	0,18	70,00
4.	2,22	0,60	0,41	0,19	68,33
5.	2,70	0,60	0,38	0,22	63,33
6.	3,15	0,60	0,35	0,25	58,33

fier al sulfatului de zinc sa fie sub limita admisa de normele în vigoare.

Prezentam în continuare studiul influentei pH-ului asupra randamentelor de solubilizare ale zincului si fierului.

Conditiile de lucru au fost urmatoarele:

» cantitatea de drojdie luata în lucru - 100 g, siamuita cu 300 g apa;

» cantitati variabile de solutie de acid sulfuric de concentratie 475 g/l, astfel încât pH-ul solutiei rezultate sa fie cuprins în limitele 0,12...3,15;

» timp de solubilizare: 120 min.;

» temperatura: 70-75°C.

Dupa încheierea reactiei s-a separat reziduul nesolubilizat prin filtrare. In solutia obtinuta s-a masurat pH-ul si s-a determinat continutul de zinc si fier. In reziduu s-a determinat continutul de zinc, plumb, fier si calciu. Rezultatele obtinute sunt trecute în tabelul 1.

Din datele trecute în tabelul 1 reiese ca randamentul de solubilizare al zincului creste de la 81 la 99,48%, o data cu scaderea pH-ului solutiei de la 3,15 la 0,12 (cresterea cantitatii de acid sulfuric de la 106,8 la 130,6 g). O noua crestere a cantitatii de acid sulfuric adaugata (scaderea pH- ului) nu îmbunatateste randamentul de solubilizare a zincului, asa cum reiese din datele trecute în tabelul 2. In schimb, creste randamentul de solubilizare al fierului cu 3,33%.

In conditiile de lucru mentionate, plumbul, practic, nu se solubilizeaza, iar cantitatea de calciu solubilizata nu este influentata de pH.

In tabelul 3 este prezentata variatia randamentului de solubilizare al zincului din drojdie la diferite valori ale pH- ului, iar în tabelul 4 - variatia randamentului de solubilizare al fierului în functie de pH.

Din aceste date se constata ca fierul se solubilizeaza cu randamente suficient de mari chiar la pH 3,15, în timp ce randamentul de solubilizare al zincului la acest pH este de numai 81%.

Din considerente de economicitate, pentru recuperarea cantitatii maxime de zinc continute de drojdie este oportuna solubilizarea la pH subunitar, valori ale pH-ului la care randamentul de solubilizare este maxim. In aceste conditii fierul se solubilizeaza cu randamente de 70%; indiferent de pH-ul la care se face solubilizarea, solutia obtinuta trebuie purificata de fierul continut daca se doreste un produs final cu continut limitat de fier (max. 0,035% conform STAS nr.2367-86 Sulfat de zinc tehnic).

Asa cum s-a aratat, îndepartarea fierului din solutia de sulfat de zinc obtinuta dupa separarea reziduului insolubil se face, dupa aducerea pH-ului la valoarea 3...3,5 cu pulbere de zinc, prin tratare cu o cantitate corespunzatoare de apa oxigenata pentru

oxidarea ionului feros la ion feric, precipitarea hidroxidului feric si îndepartarea lui prin filtrare.

Solutia de sulfat de zinc astfel purificata se prelucreaza în modul cunoscut pentru obtinerea sulfatului de zinc cristalizat.

Concluzii

Lucrarile prezentate au avut ca scop urmarirea variatiei randamentului de solubilizare al zincului din drojdia cu continut de zinc în functie de pH.

Experimentarile efectuate au evidentiat cresterea randamentului de solubilizare al zincului cu scaderea pH-ului, randamentul maxim de 99,48% obtinându-se la valori subunitare ale pH-ului.

Referitor la solubilizarea fierului, chiar la pH mai mare de 3, acesta se solubilizeaza cu randamente mai mari de 50%.

Asa cum s-a aratat, din motive de economicitate se recomanda solubilizarea la pH subunitar, când randamentul de solubilizare al zincului este maxim. Pentru obtinerea cristalelor de sulfat de zinc de puritate corespunzatoare este obligatorie îndepartarea fierului din solutia rezultata de la solubilizare.

BIBLIOGRAFIE

[1] Brevet S.U.A. 4 610 721 cl.C22B 3/00, 1986
[2] Brevet Japonia 62 136 535 cl.C22B 7/02, 1987
[3] Brevet S.U.A. 4 572 771 cl.C25B 1/22, 1986
[4] Brevet Japonia 61 261 446 cl.C22B 19/22, 1986
[5] Met.Fuels 1987, 35(4), 124-9
[6] U.S.Bur.Mines 1987, R.I. 9125
[7] Bangladesh J.Sci.Ind.Res., 1990, 24, 38-46
[8] Brevet Japonia 63 47 342 cl.C22B 19/24, 1988
[9] Recycle Second.Recovery Met.Proc.Int.Symp. 1985, 173-81
[10] Hydrometallurgy 1988, 20(2), 203-17

REVISTA REVISTELOR

Revue de Métallurgie, *Franta, nr. 9, 1993*

- Fizica elaborarii mecanice într-o moara planetara: abordare cinematica, p.1199
- Caracterizarea structurii monocristaline a peliculelor de TiB_2 obtinute prin amestec ionic dinamic, p.1200
- Stabilitatea si transformarile structurale ale nitrurilor pe timpul elaborarii mecanice, p.1201
- Elaborarea siliciurilor prin sinteza mecanica indirecta, p.1202
- Nanocristale de cupru într-o matrice de nitrura de Al, p.1203
- Cip de siliciu dopat cu monocristale de CdS. Microscopie electronica în transmisie de înalta rezolutie; microanaliza, p.1204
- Cipuri monostructurale din carbon diamantin produse prin depunerea de pulberi cu granulatie controlata între C_{20} si C_{900}, p.1205
- Elaborarea mecanica a materialelor termoelectrice, p.1206
- Nanoparticule de oxizi refractari elaborate prin macinare de mare putere, p.1207
- Transformari alotropice ale oxidului de Ti induse de macinare, p.1208
- Dispersiile de γ Fe_2O_3 într-un polimer, p.1209
- Influenta unei dispersii de oxizi asupra maclarii mecanice în aliajele Cu-Al, p.1210
- Elaborarea etaloanelor de referinta pentru analiza aurului pur, p.1211
- Conservarea obiectelor arheologice din fier prin metoda sulfitului alcalin, p.1212

Giesserei, Germania, *nr. 21, 1993*

- Informatii GIFA (3), p.721
- Utilizarea materialului vechi si a diverselor nisipuri de miezuri, regenerate pe cale termica, p.721
- Sistem de asigurare a calitatii, cu utilizarea calculatorului pentru instalatii de prepararea materialelor de formare, p.728
- Sinteza bibliografica (30)
- *Partea I - Materiale de baza; regenerare si preparare; procedee de formare cu nisipuri legate cu argila, p.732*
- *Partea a II-a - Metode de încercare; defecte de turnare legate de materialele de formare, p.737*

- Scurte informatii tehnice, p.15

INFLUENTA TRATAMENTULUI TERMIC ASUPRA MICROSTRUCTURII SI MICRODURITATII COMPOZITELOR Al/TiCp

Ing. Ioan Severin, asistent universitar
ing. Ioan Tonoiu, sef de lucrari — Universitatea "Politehnica" Bucuresti
dr.ing. Petre Molodovan, profesor
ing. Gheorghe Ghica — S.C. I.N.T.E.C. S.A. Bucuresti

C.Z.: 621.785

Materialele compozite metal/ceramica îmbina proprietatile de rezistenta si duritate ale fazei ceramice cu proprietatile de tenacitate ale fazei metalice. Folosirea TiC ca faza de armare a aliajelor de aluminiu nu este integral explicata. Aceasta faza de armare ofera proprietati refractare si de rezistenta exceptionale, este relativ ieftina, iar umectarea ei cu topitura de Al se realizeaza la o temperatura mai mica decât cea corespunzatoare sistemelor Al/SiC si Al/Al_2O_3 [6].

Prezenta particulelor ceramice (TiC) poate mari densitatea dislocatiilor în matricea metalica în special în vecinatatea fazei de armare [1]-[5]. Fenomenul se datoreaza eforturilor termice si câmpurilor de tensiuni remanente în matrice, în jurul particulelor. Comportarea materialelor compozite în timpul si dupa tratamentul termic difera de cea a materialelor neranforsate atât din punct de vedere al microstructurii, cât si al cineticii procesului. Densitatea mare a dislocatiilor determina precipitarea mai rapida si mai fina a fazelor secundare. Astfel se poate explica accelerarea îmbatrânirii materialelor compozite fata de matricea nearmata.

Lucrarea îsi propune studiul microstructurii materialului compozit AlSi12CuNiMg/15%WT TiCp în timpul tratamentului termic, precum si al cineticii procesului de îmbatrânire.

Tehnica experimentala

Materialul compozit AlSi12CuNiMg / 15%TiCp a fost obtinut prin dispersia particulelor ceramice neacoperite în conul creat prin agitarea topiturii de Al cu ajutorul unui agitator mecanic cu palete din grafit. Dupa dispersia particulelor, topitura este tratata cu argon pur. Suspensia compozita este turnata în cochila din fonta. Semifabricatelor astfel obtinute li se aplica un tratament de calire de punere în solutie la temperatura de 788 K timp de 2 ore, urmat de racire în apa calda la 300 K si îmbatrânire la 453 K timp de 2,4, respectiv 6 ore.

Microstructura materialului compozit a fost examinata prin microscopie electronica (SEM,SEI si EDX). Microduritatea a fost masurata cu ajutorul unui aparat Leco Testing Machine (M400G Hardness Tester) folosind un penetrator din diamant cu sarcina de 200gf.

Studiul difractometric al compozitici în stare îmbatrânita s-a realizat cu un difractometru tip DRON-3.

Rezultate si discutii

In fractografia probei în stare turnata (fig.1) se observa particulele de TiC cu dimensiuni de circa 2-3 μm situate interdendritic. Prezenta lor este confirmata de analiza EDX în punctul de intersectie a dreptelor din figura 1 precum si de analiza difractometrica (fig.2).

Dupa o durata de îmbatrânire de 2 ore se produce precipitarea fina, globulara a fazelor interdendritice si a siliciului eutectic (fig.3) dimensiunile acestora fiind de circa 3-10 μm, deci aproape de dimensiunile fazei de TiC.

La o durata de îmbatrânire de peste 2 ore, respectiv 4 ore, are loc coagularea particulelor de faze

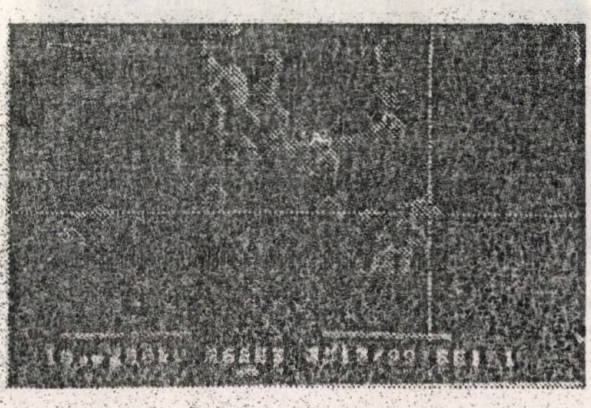


Fig. 1
Fractografia compozitei Al/TiC în stare turnata
As - cast Al/TiC composite fractography

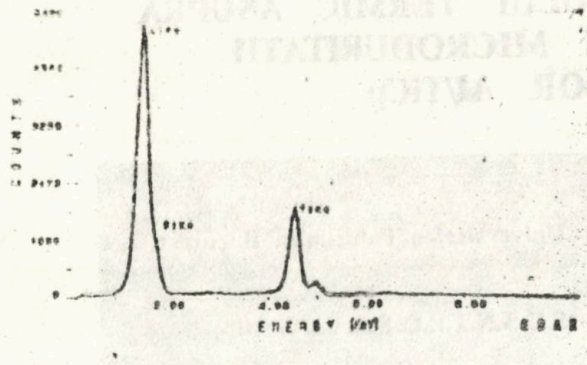


Fig. 2
Analiza EDX în punctul de intersecție al dreptelor din figura 1
EDX analysis in the intersection of lines in figure 1

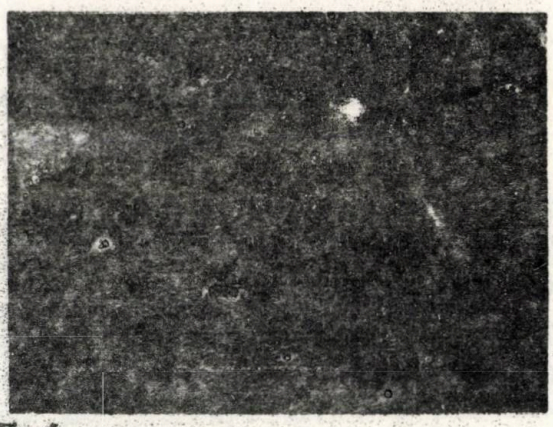


Fig. 5
Imaginea de raze X pentru distribuția titanului în compozita îmbătrânită 4 ore
X - ray image of Ti distribution in 4 - hrs aged composite

Fig. 3
Fractografia compozitei îmbătrânite 2 ore
Fractography of 2 - hrs aged composite

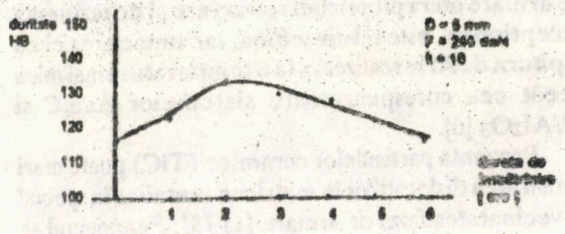


Fig. 6
Duritatea Brinell în funcție de durata de îmbătrânire
HB dependence on ageing time

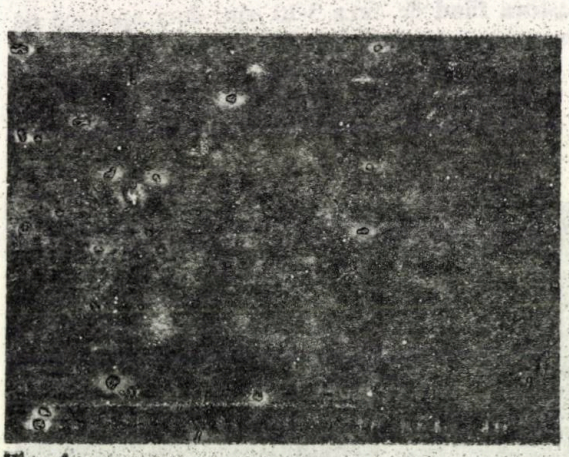


Fig. 4
Fractografia compozitei îmbătrânite 4 ore
Fractography of 4 - hrs aged composite

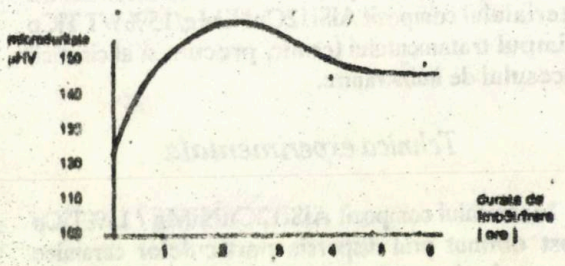


Fig. 7
Microduritatea Vickers în funcție de durata de îmbătrânire
μHV dependence on ageing time

secundare care se produce în special pe suprafața particulelor de TiC (fig.4 și 5).

Rezultatele măsurătorilor de microduritate Vickers (fig.6) și duritate Brinell (fig.7) sunt în concordanță cu structurile metalografice, obținând maxime la ≈ 2 ore de îmbătrânire a compozitelor. Se remarcă deci accelerarea cinetică de îmbătrânire a aliajului ranforsat cu particule de TiC comparativ cu

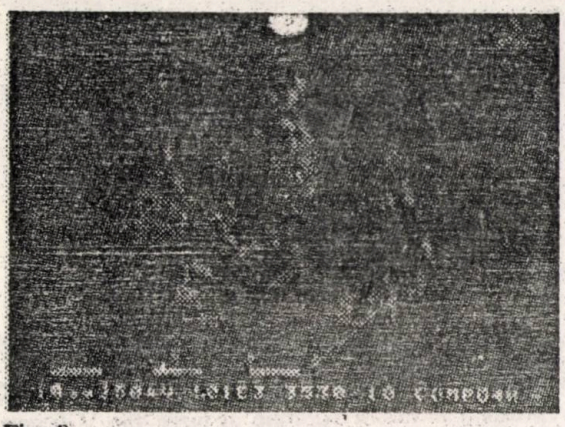


Fig. 8
Fractografia compozitei îmbatranite 4 ore
Fractography of a 4 - hrs aged composite

Fig. 9
Imaginea de raze X pentru distributia Ti în compozita îmbatranita 4 ore
X - ray image of Ti distribution in 4 - hrs aged composite

aliajul neranforsat. Aceasta se explica prin reducerea duratei de incubatie a nucleerii eterogene a precipitatelor durificatoare.

Tendinta de nucleere a fazelor secundare din matrice pe particulele de TiC ca suport se observa foarte clar în figurile 8 si 9 datorita particulelor de TiC care se comporta ca germeni de nucleere, precum si dislocatiilor produse de TiC în matrice.

Concluzii

Particulele de TiC sunt umectate de topitura de Al, prezenta lor în matrice, în zonele interdendritice, fiind confirmata de analiza EDX si difractometrica.

Fazele intermetalice si siliciul eutectic precipita fin, globular la o durata de îmbatrânire de 2 ore si coaguleaza la o durata mai mare.

Cinetica de îmbatrânire a aliajului ranforsat este accelerata în raport cu matricea, microduritatea fiind maxima dupa 2 ore de îmbatrânire.

Fazele secundare au tendinta de nucleere pe suprafata particulelor de TiC.

BIBLIOGRAFIE

[1] **I.A.Ibrahim, F.A. Mohamed, E.J. Lavernia:** *Particulate reinforced metal matrix composites* - a review - J.Mat.Sci.Eng.8. 1991, p.1137-1156

[2] **S.Weining, L.Geyang, L. Pengning:** *Aging behaviour and tensile properties of Al-Li/SiCp- Fabrication of particulate reinforced metal composites.* 17-19.091990, Montreal, Canada, p.178-184

[3] **N.Wang, Z.Wang, C.G.Weatherly:** *Aging characteristics of A356 /SiCp - Fabrication of particulate reinforced metal composites*, 17-19.09.1990, Montreal, Canada, p.158-162

[4] **M-B. House, K.C.Meinert, R.B.Bhagat** - *The aging response and creep of DRA composites*

[5] **J.Liu, D.Z.Wang, C.Y.Yao: Effect of aging treatment on fatigue strenght in a SiCw-6061 Al composite** - J.Mat.Sci.Let. 11, 1992, p.970-972

[6] **D.Muscat, K.Shanker, R.A.L.Drew:** *Al/TiC composites produced by malt infiltration*. Mat.Sci.Tech. 11, 1992, p.971-976

REVISTA REVISTELOR

Metallurgical Plant and Technology International, *Germania, nr. 5, 1993*

- *METEC '94 - for al tehnologiilor avansate de elaborare a otelului, p.6*
- *Cum se depasesc barierele din calea afacerilor cu strainatatea, p.26*
- *Procedeul* Conroll *pentru o productie flexibila si de calitate a benzilor la cald, p.30*
- *Conceptia* Circofer *de reducere în pat fluidizat circulant a minereurilor fine cu carbune, p.42*
- *Sistem de electrovalva pentru controlul fierului redus direct, p.50*
- *Turnare-laminare (CPR) - procedeu de turnare în forma aproape finita pentru productia de benzi din otel, p.56*
- *Reducerea la minimum a cerintelor uzinale ale liniilor de produse lungi din otel si metale neferoase, p.66*
- *Noua freza cu CNC pentru cilindrii Pilger, p.76*
- *Linii moderne de galvanizare la cald prin imersie, p.80*

INFLUENTA PARTICULELOR CERAMICE ASUPRA CONDUCTIVITATII TERMICE A MMCs

Ing. Ioan Severin, asistent universitar, Universitatea "Politehnica", Bucuresti
dr.ing. Gheorghe Zgura, profesor

C.Z.: 669.018.25

Ambalajele electronice necesita materiale cu coeficient de dilatare termica mica pentru a reduce tensiunile induse de variatiile de temperatura.

Matricele metalice au conductivitate termica mare, coeficientul de dilatare termica fiind substantial marit fata de cel al particulelor ceramice (tab.1) [1].

Tabelul 1

Armaturi	Al_2O_3	AlN	B_4C	SiC	SiO_2	TaC	TiC	VC	WC	ZrC
CTE x 10^{-6} $^oC^{-1}$	7,92	4,84	6,08	3,21	2,66	13,9	4,93	5,77	15,63	6,73

Unele armaturi - oxizi sau carburi - au un coeficient de dilatare termica (CTE) aproape zero, putând fi folosite în fractii volumice mari (40%) pentru a obtine MMCs cu CTE mici (fig.1) [2]. De exemplu, coeficientul de dilatare termica al Al = 23×10^{-6} K^{-1} scade la CTE = 11×10^{-6} K^{-1} prin introducerea de 40% SiC, acest material putând înlocui ghidajele de beriliu. Comportarea la dilatare termica este aproape izotropica.

Folosind regula aditivitatii, care este aproximativa întrucât nu tine seama de proprietatile anizotropice datorate coeficientului de forma al armaturilor si efectului barierei termice la interfata, coeficientul de dilatare termica este dat de relatia [1]:

$$CTE_c = \frac{CTE_m V_m K_m + CTE_r V_r K_r}{V_m K_m + V_r K_r} \qquad (1)$$

în care m se refera la matrice, r la particule, K reprezinta modulul volumic al fazei, iar V fractia volumica. Tinând seama de eforturile de forfecare între particule, presupuse sferice, relatia se modifica:

$$CTE_c = CTE_m - V_r (CTE_m - CTE_r) A/B \qquad (2)$$

$$A = K_m (3K_r + 4G_m)^2 + (K_r - K_m)(16G_m^2 + 12G_mK_r)$$

$$B = (3K_r + 4G_m)[4V_rG_m(K_r - K_m) + 3V_rK_m + 4G_mK_r]$$

unde G_m este modulul de forfecare al matricei. Valorile masurate ale CTE sunt între cele doua limite date de relatiile (1) si (2) (fig.2) [1].

Din relatiile de mai sus se observa ca CTE al compozitului depinde de modulul si fractiile volumice ale componentelor. In general CTE este dominat de componentul cu modul mai mare. Comportarea la dilatare termica intermediara a celor doua componente se poate obtine printr-o alegere judicioasa a fractiilor volumice ale acestora. Astfel, compozitele cu matrice din aluminiu ranforsate cu SiC, AIN sau

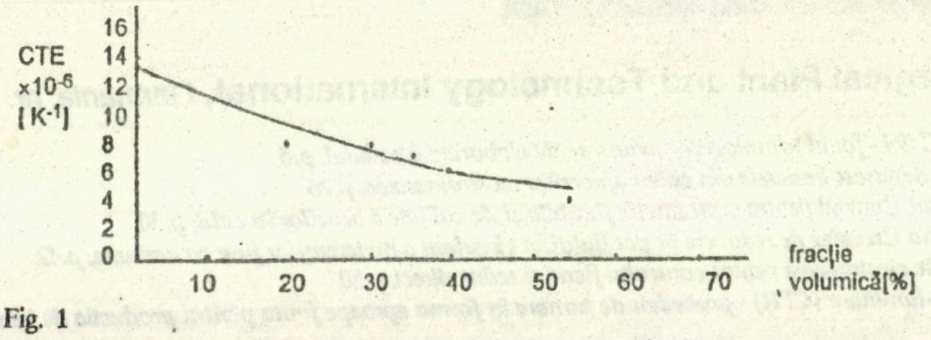


Fig. 1

Coeficientul de dilatare termica în functie de fractia volumica de SiC
Thermal expansion coefficient depending on particle volume fraction

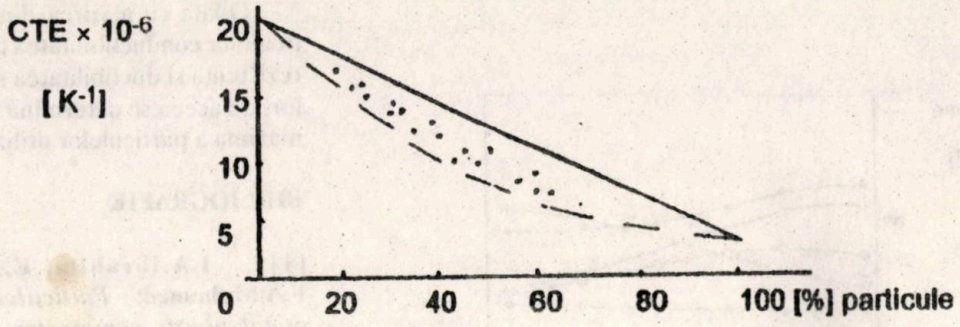


Fig. 2
Coeficientul de dilatare termica în functie de fractia volumica de particule
Thermal expansion coefficient depending on particle volume fraction

diamant permit controlul conductivitatii termice prin fractia volumica de particule.

Conductivitatea termica a compozitului depinde de conductivitatile si fractiile volumice ale componentelor, distributia si dimensiunea particulelor, ca si de existenta barierei termice interfaciale. Conductivitatea termica a matricei continue, continând fractii volumice de incluziuni sferice dizolvate ce nu interactioneaza, este data de relatia [3]:

$$K_c = \frac{K_m[2(K_d/K_m - K_d/ah_c - 1)V_d + K_d/K_m + 2K_d/ah_c + 2]}{(1 - K_d/K_m + K_d/ah_c)V_d + K_d/K_m + 2K_d/ah_c + 2} \quad (3)$$

în care K reprezinta conductivitatea termica, V fractia volumica, indicele c se refera la compozit, m la matrice, d la faza dispersata, a reprezinta raza particulei, h_c conductivitatea termica a interfetei.

Aceasta relatie arata ca prezenta barierei termice interfaciale micsoreaza conductivitatea compozitului o data cu scaderea dimensiunii particulei. Pentru o particula suficient de mica, conductivitatea termica poate fi mai mica decât cea a matricei. Limita conductivitatii termice când raza particulei → 0 tinde catre conductivitatea matricei fara pori.

$$K_{c\,a\to 0} = \frac{K_m(1 - V_d)}{1 + 0{,}5V_d} \quad (4)$$

Limita conductivitatii termice când raza particulei → ∞ ignora bariera termica interfaciala.

$$K_{c\,a\to\infty} = \frac{K_m[2(K_d/K_m - 1)V_d + K_d/K_m + 2]}{(1 - K_d/K_m)V_d + K_d/K_m + 2} \quad (5)$$

Conductivitatea termica a compozitei cu incluziuni sferice de raza a se va situa între limitele date de relatiile (4) si (5) (fig.3). O data cu scaderea dimensiunii particulei conductivitatea termica se apropie de cea a matricei.

Caldura specifica este independenta de dimensiunea particulelor si are valori mai mici pentru compozit fata de matrice (fig.4).

Influenta temperaturii asupra conductivitatii termice a compozitelor continând particule cu diferite dimensiuni este aratata în figura 5. Conductivitatea termica scade o data cu scaderea dimensiunii particulei. Adaugarea SiC în matricea de aluminiu poate îmbunatati avantajos conductivitatea termica daca particulele au diametrul 1,9 μm, iar temperatura 200°C.

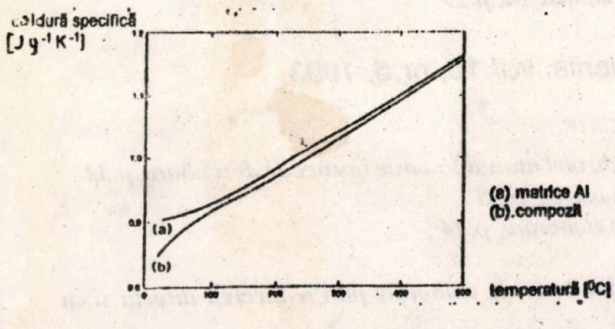


Fig. 3
Caldura specifica a compozitului Al/20% SiC în. functie de temperatura
Specific heat of Al/20% SiC composite versus temperature

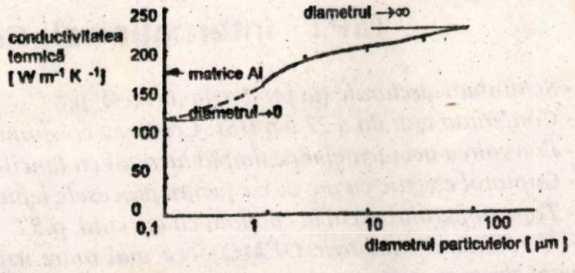


Fig. 4
Conductivitatea termica la 20°C în functie de diametrul particulelor de SiC în compozitul Al/20% SiC
Thermal conductivity at 20°C depending on SiC particle size of Al/20% SiC composite

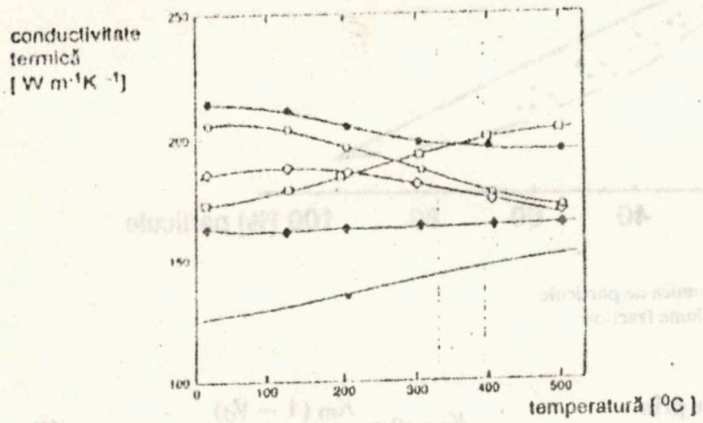


Fig. 5

Conductivitatea termica a (□) matricei cu si fara 20% SiC cu dimensiunile (◆)0,7μm, (◇) 1,9 μm si (○) 10,2 μm si (●)28μm; (—) matricea cu 20% pori

Thermal conductivity of a (□) matrix with and without 20% SiC, having sizes of 0.7μm (◆) 1,9μm (◇), 10,2μm (○) and 28μm (●); (-) matrix with 20% voids

Odata cu marirea dimensiunii particulelor conductibilitatea termica scade, rezistenta si ductibilitatea scad la rândul lor, de aceea se determina o dimensiune maxima a particulelor utilizabile.

BIBLIOGRAFIE

[1] **I.A.Ibrahim, E.J.Lavernia, F.A.Mohamed:** *Particulate reinforced metal matrix composites - a review* - Mat.Sci.Eng. 24/1991, p.1137-1156

[2] **W.C.Harrigan:** *Discontinuous silicon fiber MMCs* - Engineered Materials Handbook vol.1 Composites ASM International 1989, p.898-894

[3] **L.A.Geiger, D.P.H.Hasselman, K.J.Donaldson:** *Effect of reinforcement size on the thermal conductivity of a particulate silicon carbide reinforced aluminium matrix composite* - J.Mat.Sci.Let, 1993, p.420-423

REVISTA REVISTELOR

Fonderie - fondeur d'aujourd'hui, *Franta nr.131, 1994*

- *Marele premiu pentru productia industriala, p.8*
- *Zgura - mijloc metalurgic pentru turnatorie, p.9*
- *Coeficientii de forma si efectul aripioarelor imprimarilor U, V, X si Y între placile din aliaje usoare, p.18*
- *Comportarea materialelor refractare în contact cu Al si aliajele Al, p.29*

MPT International, *Germania, vol.16, nr.6, 1993*

- *Schimbari structurale (în productia de otel), p.6*
- *Conferinta anuala a 27-a a IISI: Cresterea consumului de otel numai în tarile în curs de dezvoltare, p.32*
- *Prevenirea accidentelor pe timpul lucrului cu lancile din oxigen, p.38*
- *Cuptorul electric cu arc de c.c pentru procesele ieftine de elaborare, p.44*
- *Topirea fierului vechi în cubilou cu aer cald, p.52*
- *Combinatul siderurgic OEMC - cea mai mare uzina din lume de elaborare prin reducerea directa si cu cuptoare electrice, p.58*
- *I.S.P. Cremona atinge capacitatea proiectata, p.68*
- *Realizarea unui sistem sigur de montare a cilindrilor din compozit de la laminoarele de sârma si bare, p.72*
- *Proiectarea asistata de calculator a laminorului la rece, p.78*

ÎMBUNATATIREA PROCEDEULUI TRIGGER DE MODIFICARE A FONTEI

Dr.ing. Vasile Cojocaru, lector - Universitatea Tehnica "Gh.Asachi", Iasi

C.Z.: 669.131.6

Tehnologia se refera la tratarea fontei în oala de turnare, destinata obtinerii fontei cu grafit nodular.

Este cunoscut un procedeu de obtinere a fontei cu grafit nodular ce consta dintr-o oala de turnare, la baza careia se afla un locas cu modificator, modificator protejat de un strat de amestec de formare sau de miez. Stratul de protectie se perforeaza de catre o bara actionata manual, punându-se astfel în contact direct fonta lichida cu modificatorul. Procedeul se numeste Trigger si este suedez [1].

Scopul procedeului propus este de a mari randamentul de modificare a fontei.

Problema pe care o rezolva procedeul este de a realiza o oala de turnare cu doua locasuri care sa permita modificarea în trepte.

Solutia tehnica consta în doua sau mai multe locasuri la fundul oalei de turnare, dispus echidistant, în care se introduce modificatorul, acelasi sau de naturi diferite. Modificatorul este protejat ca în tehnologia Trigger. Stratul de protectie a modificatorului se perforeaza cu o bara metalica, din otel, manual.

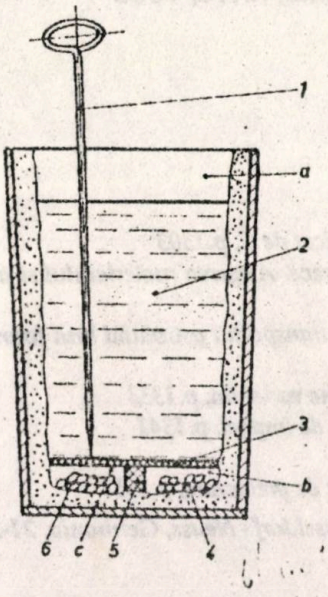


Fig. 1

Sectiune longitudinala prin oala de turnare pregatita conform tehnologiei Trigger, însa cu doua locasuri

Longitudinal section through a laddle prepared for a Trigger process, but with two boxes

Distribuirea modificatorului pe o suprafata mai mare determina scurtarea distantelor de difuzie a modificatorului si astfel cresterea gradului de modificare a fontei.

Se prezinta în continuare un exemplu de realizare a procedeului, în legatura si cu figura 1, ce reprezinta o sectiune longitudinala prin oala de turnare-modificare cu doua locasuri. La fundul oalei de turnare (a) se gasesc locasurile (b) si (c) delimitate de un perete vertical (5) si o placa orizontala (3) din amestec de formare sau de miez pe baza de lianti întaritori sau autoîntaritori, în care se introduc modificatorii (4) si (6), aceiasi sau de naturi diferite. Dupa introducerea fontei lichide (2) în cavitatea oalei de turnare (a), se perforeaza cu o bara metalica placa orizontala în zona de deasupra locasului (c), declansându-se astfel reactia de modificare. Dupa terminarea reactiei de modificare, în decurs de câteva zeci de secunde, se perforeaza placa orizontala si în zona de deasupra locasului (b), declansându-se astfel din nou reactia de modificare a fontei.

S-au efectuat experimentari cu o oala de turnare de ϕ700 x 880. Pentru modificare s-a utilizat Nodulin SC 1 cu 5,8% Mg, 48% Si, circa 2% Ca, 1,5 % Al si în rest Fe. S-au modificat 900 kg fonta lichida. Modificatorul s-a repartizat în parti egale în cele doua locasuri. Pentru peretele vertical si stratul de protectie s-a utilizat nisip peliculizat. Grosimea stratului de protectie a variat între 10 si 20 mm, stratul de protectie fiind în contact partial cu modificatorul. Deversarea fontei în oala s-a realizat dupa ce s-a format o crusta de nisip peliculizat de culoare bruna. Deversarea fontei în oala de modificare-turnare s-a facut la început cu jet mai mic si apoi cu jet mai mare, adica normal. Peste oala s-a asezat un capac de tabla de otel cu grosimea de 3 mm în care s-au efectuat doua orificii cu diametrul de 100 mm, amplasate deasupra celor doua locasuri. Pentru perforare s-a utilizat o bara din otel.

Dupa modificarea în doua trepte a urmat îndepartarea zgurii si apoi deversarea în alta oala de turnare în care s-a introdus 0,4 % FeSi 75 cu scop de postmodificare. Din aceeasi fonta (de compozitie 2,9% C; 1,90% Si; 0,60 % Mn; 0,19 % P; 0,08% S) s-a efectuat modificarea în doua variante cu unu si doua locasuri. Analiza probelor prelevate arata ca rezisten-

ta de rupere la tractiune a fost de 500 N/mm^2 pentru varianta cu un locas si de 570 N/mm^2 pentru varianta cu doua locasuri. Alungirea a fost de 3% pentru varianta cu un locas si de 5% pentru varianta cu doua locasuri.

Asadar rezistenta de rupere la tractiune a crescut cu 14%, iar alungirea cu 66,6%. Pentru modificare s-a folosit 2,3% modificator. Analiza microstructurii a aratat o crestere evidenta a gradului de nodulizare si de omogenizare a modificarii, o crestere a numarului separarilor de grafit (deci o finisare a structurii) si o crestere a proportiei de ferita, în cazul utilizarii a doua locasuri.

Procedeul analizat prezinta urmatoarele avantaje:

- *se realizeaza economie de modificator: se cunoaste din literatura de specialitate [2] ca efectul de modificare creste daca aceeasi cantitate de modificator se introduce în doua sau mai multe trepte, la acelasi efect de modificare, consumul de modificare scade;*
- *creste efectul de modificare deoarece distributia modificatorului pe o suprafata mai mare determina scurtarea distantelor de difuzie. De asemenea, se elimina riscul de evacuare în bloc a vaporilor de modificator, adica se diminueaza fenomenul echivalent cu cel de coalescenta, situale în care vaporii de modificator se asoaza si determina crearea de canale preferentiale, cu consecinta evacuarii cu viteza mare a vaporilor de modificator si, astfel, a diminuarii efectului de modificare;*
- *creste gradul de omogenizare a modificarii;*
- *creste proportia de ferita din structura;*
- *se finiseaza structura - creste numarul nodulilor de grafit;*
- *cu cât numarul de locasuri este mai mare, cu atât se realizeaza un efect de modificare mai mare, economie mai mare de modificator si un grad mai mare de omogenizare a modificarii.*

BIBLIOGRAFIE

[1] **Sofroni L.s.a.:** *Turnarea fontei*. Editura Didactica si Pedagogica, Bucuresti, 1985
[2] **Sofroni L. :** *Elaborarea si turnarea aliajelor*. Editura Didactica si Pedagogica, Bucuresti, 1975

REVISTA REVISTELOR

Revue de Métallurgie, *Franta, nr.10, 1993*

- Reglajul grosimii la laminorul de benzi, p.1255
- Piese forjate mai usoare dar mai performante, p.1265
- Analiza acoperirilor de Zn si aliaje de Zn, p.1277
- Tabla acoperita Solpiex produsa de Sollac Florange, p.1283
- Tabla alba pentru cutii de bere din doua bucati, p.1289
- Trefilarea sârmei de otel inox, p.1293
- Prognozarea comportarii la trefilare a otelului cu continut ridicat de C, p.1303
- Posibilitati si cerinte ale simularii numerice a deformarii la rece. Alegerea materialului si a conditiilor de fabricatie pentru obtinerea proprietatilor dorite, p.1311
- Fabricarea de conducte magistrale de diametru mare pentru transportul petrolului brut foarte corosiv si al gazelor naturale, p.1323
- Un nou material pentru poduri de cale ferata. Tabla cu grosime variabila, p.1333
- Contributia otelurilor de înalta rezistenta la absorbtia energiei de impact, p.1341
- Studiu de ambutisare a tablei foarte subtiri, p.1349
- Oteluri martensitice inox turnate. Comportarea si proprietatile de prelucrare, p.1357
- Sumar al Congresului I al otelarilor europeni (EOSC'93) (Düsseldorf - Neuss, Germania, 21-23 iunie 1993), p.1367

ANALIZA STRATULUI SUPERFICIAL AL UNOR EPRUVETE DIN Fgn, CONTINÂND GRAFIT DEGENERAT, CU AJUTORUL MICROSONDEI SX50

Dr. ing. Valer Micle, sef de lucrari - Universitatea Tehnica Cluj-Napoca
ing. Antoine Mantova, ing. Jean Fargues, ing. J.C. Mercier C.T.I.F. Sèvres, Franta

C.Z.: 669.131.7

In vederea stabilirii cauzelor care duc la aparitia grafitului lamelar în zona de suprafata a pieselor turnate din fonta cu grafit nodular, s-a realizat în colaborare cu C.T.I.F. Sevres (Franta) un studiu experimental. Studiul si-a propus determinarea factorilor de influenta (tipul fontei, conditiile de formare, grosimea piesei) asupra aparitiei grafitului lamelar în zona de suprafata a pieselor din Fgn.

Au fost turnate opt epruvete, patru epruvete din fonta perlitoferitica si patru epruvete din fonta feritoperlitica. S-a turnat o epruveta cilindrica cu doua grosimi (diametre): 20 si 50 mm. Pentru turnarea epruvetelor s-au utilizat forme din amestec pentru forme crude si din amestec silicat de Na-CO_2 acoperite cu o vopsea pe baza de alcool si nevopsite.

Rezultatele analizelor metalografice în zona de suprafata a epruvetelor arata ca, în ciuda unui continut în magneziu limitat (0,032%) grosimea zonei perturbate este foarte redusa (0,15 mm pentru epruveta cu diametrul de 50 mm). De asemenea se semnaleaza urmatoarele tendinte:

- perturbatia stratului superficial este aproape inexistenta în cazul formelor din amestecuri pe baza de silicat CO_2 (cu sau fara vopsea). Oxizii în stratul superficial sunt putin numerosi;
- vopseaua utilizata nu prezinta o influenta marcanta asupra grosimii stratului degenerat, pentru ambele tipuri de fonte se constata o usoara crestere a grosimii stratului cu grafit degenerat, în functie de grosimea epruvetei.
- pentru ambele tipuri de fonte se constata o usoara crestere a grosimii stratului cu grafit degenerat, în functie de grosimea epruvetei.

Studiul segregatiei elementelor în zona de suprafata a unor epruvete cu ajutorul microsondei electronice SX50

In vederea stabilirii rolului magneziului asupra degenerescentei grafitului în zona de suprafata a pieselor din Fgn s-a analizat, prin intermediul microsondei, segregatia elementelor din zona de suprafata a epruvetelor. In acest sens s-a utilizat microsonda SX50, fiind microanalizorul cel mai performant existent în laboratoarele de cercetare si analiza. Esantionul supus bombardamentului electronic, emite raze X ale caror lingimi de unda sunt caracteristice elementelor caracteristice elementelor prezente în punctul de impact. Esantionul este observat cu ajutorul unei camere video color si al unui microscop cu grosismentul 400; alegerea plajei de analizat se face prin urmarirea cu ajutorul imaginii în culori pe un ecran de televizor, a întregii suprafete a esantionului. Microsonda permite a se realiza o analiza calitativa. Ansamblu elementelor este cautat plecând de la bor. In acest sens sunt utlizate patru cristale PC2, TAP, PET, LIF care furnizeaza patru spectre ce dau natura si o apreciere semicantitativa a elementelor. Marimea intensitatii radiatiilor, comparata cu intensitatile obtinute asupra etaloanelor, permite deducerea continuturilor. De asemenea, prin intermediul microsondei se poate realiza o analiza cantitativa, reglându-se spectometrul asupra unei linii de emidie a elementelor de dozat; în functie de acest element se alege: înalta tensiune, curentul sondei, linia utilizata, cristalul analizator; se socotesc impulsurile un timp dat (10....20) asupra locului ales pe esantion pe de-o parte si asupra etalonului pe de alta parte (în general o bucata de element pur). Intr-o prima eproximare raportul dintre impulsurile eferente esantionului si cele eferente etalonului da concentratia elemntului în punctul analizat; în realitate calculul este mult mai complex, trebuind sa se faca corectii de numere atomice, de absorbtie si de fluorescenta.

Studiul segregatiilor superficiale ale elementelor, prin intermediul microsondei, s-a efectuat asupra epruvetelor:

» epruveta 1: fonta perlitoferitica (3,50%C; 2,03 % Si; 0,27% Mn; 0,21 %Cu; 0,032%Mg); diam.20 mm; turnata în forma din amestec pentru forme crude; forma vopsita;

» epruveta 3: fonta perlitoferlitica (3,23%C; 2,14%Si; 0,34%Mn; 0,21%Cu; 0,033%Mg) ; diam.20 mm; turnata în forma din amestec pentru forme crude; forma nevopsita;

» epruveta 5: fonta feritoperlitica (3,28%C; 2,57%Si; 0,02%Mn; 0,035%Mg); diam. 50 mm; turnata în forma din amestec pentru forme crude; forma vopsita;

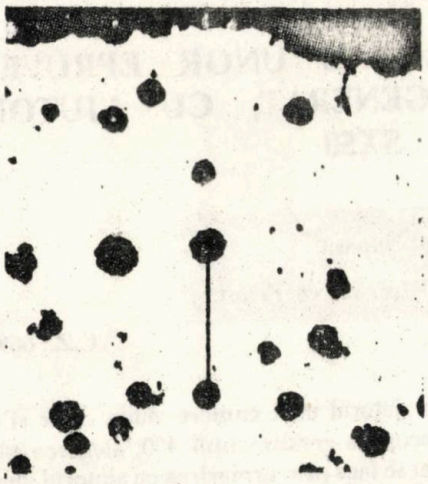


Fig. 1

Epruveta 3; diam. 20 mm; structura fn zona de suprafata; x 320; fara atac
Sample 3; 20mm dia; surface layer structure; x 320; non - etched

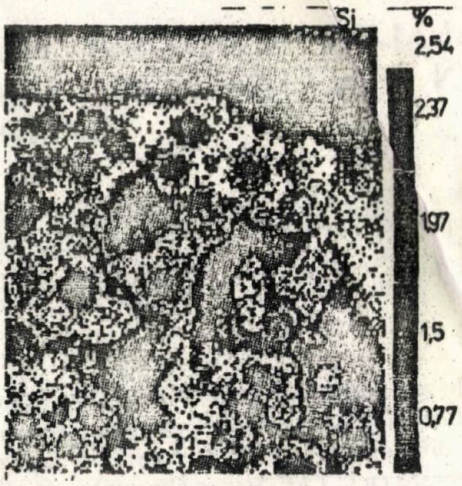


Fig. 4

Epruveta 3; imaginea numerica de repartitie a siliciului
Sample 3;digital image of Si distribution

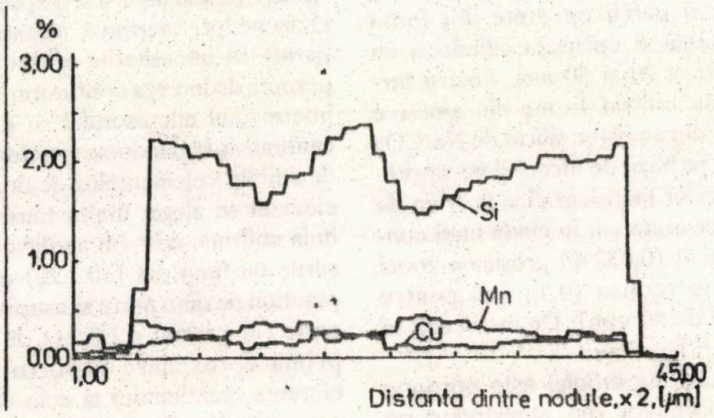


Fig. 2

Epruveta 3; diagrama ce reprezinta variatia continuturilor fn Si, Mn, Cu fntre doua nodule
Sample 3; diagram showing Si, Mn, Cu content variation between two nodules

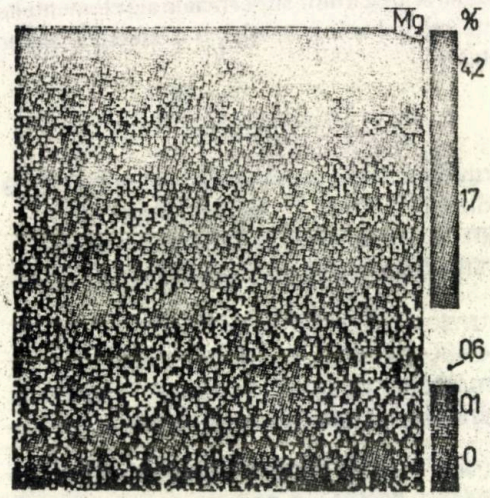


Fig. 3

Epruveta 3; imaginea numerica de repartitie a magneziului
Sample 3;digital image of Mg distribution

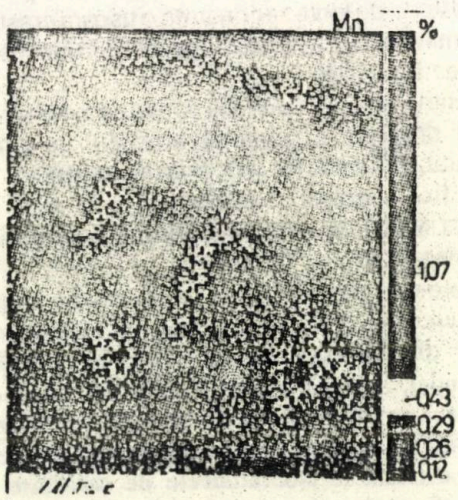


Fig. 5

Epruveta 3; imaginea numerica de repartitie a manganului
Sample 3; digital image of Mn distribution

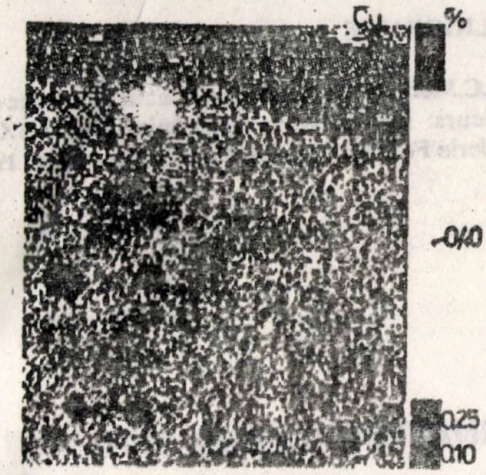


Fig. 6

Epruveta 3; imaginea numerica de repartitie a cuprului
Sample 3;digital image of Cu distribution

» epruveta 8: fonta feritoperlitica (3,24%C; 2,50%Si; 0,02%Mn; 0,035%Mg); diam. 50 mm; turnata în forma din amestec pe baza de silicat - CO_2, forma nevopsita.

Pentru fiecare epruveta s-au efectuat urmatoarele:

- *o microfotografie cu grosismentul 320 care prezinta plaja aleasa pentru determinarea imaginii de repartitie a elementelor;*
- *analize în stratul superficial continând oxizi;*
- *analize prin filiatie de puncte a continuturilor în siliciu, mangan si cupru între doua nodule de grafit;*
- *imagini numerice de repartitie a siliciului, a manganului, a magneziului si a cuprului; etalonarea acestor imagini. Imaginile numerice s-au realizat în urmatoarele conditii: tensiunea 20 kv; debitul fasciculului 200 nA; timpul de detectare 2 μm; dimensiunea imaginii 512 x 512 μm.*

Prezentam în continuare, spre exemplificare, analizele efectuate cu ajutorul microsondei asupra epruvetei 3. In figura 1 se prezinta microfotografia cu grosismentul 320 care indica plaja ce a fost luata în studiu pentru epruveta 3.

In stratul superficial ce contine oxizi s-a constatat ca oxizii sunt de doua nuante; oxizi de culoare gri închis si oxizi de culoare gri deschis. Analizându-se cu ajutorul microsondei cele doua nuante de oxizi, s-a determinat ca:

♦ oxidul gri deschis este constituit din oxid de fier (cu siguranta de tipul Fe_3O_4), continând aproximativ 0,40 % oxid de mangan;

♦ oxidul gri închis este o combinatie de oxizi 28% SiO_2, 0,10.... 0,15% Al_2O_3, 1,7.... 4,4 MgO, 5 .... 13% MnO, restul fiind oxid de fier.

In figura 1 sunt prezentate cele doua nodule de grafit, unite printr-o linie, între care prin filiatie de puncte 1.... 45 s-a studiat variatia continuturilor în siliciu, mangan si cupru.

Diagrama, reprezentând variatia continuturilor în siliciu,mangan si cupru între cele doua nodule este reprezentata în figura 2. Pasul de analiza între puncte este de 2 μm.

Imaginea numerica de repartitie a magneziului este reprezentata în figura 3. Aceasta indica faptul ca o îmbogatire sigura în acest element se produce în stratul superficial continând oxizi (a se vedea zonele de culoare mai închisa din partea de sus a imaginii). O tendinta spre saracire în magneziu a zonei de suprafata (zona care contine grafit degenerat) este, de altfel, usor marcata. Spre centru exista anumite zone, care par sa corespunda celor de sfârsit de solidificare, sunt putin mai bogate în acest element.

Imaginea numerica de repartitie a siliciului, reprezentata în figura 4, indica faptul ca segregatia siliciului spre zonele centrale ale epruvetei este clasica, zonele de sfârsit de solidificare fiind mai putin bogate în acest element.

Imaginea numerica de repartitie a manganului, reprezentata în figura 5, indica segregatia clasica a manganului spre zonele centrale ale epruvetei, zonele de sfârsit de solidificare fiind mai bogate în acest element.

Imaginea numerica de repartitie a cuprului, reprezentata în figura 6, arata bine segregatia inversa a acestui element. Ca si în cazul siliciului si manganului, zonele de sfârsit de solidificare nu sunt constatate în stratul superficial al epruvetelor.

Concluzii

Examinarile efectuate cu ajutorul microsondei indica câteva informatii semicantitative în ceea ce priveste rolul magneziului asupra degenerescentei grafitului în zona de suprafata a epruvetelor. O îmbogatire sigura în magneziu este remarcata în stratul superficial de oxizi (oxizii de culoare gri închis). De asemenea, este usor marcata tendinta spre saracire în magneziu a zonei de suprafata (zona care contine grafit degenerat). Spre centru anumite zone care par a corespunde celor de sfârsit de solidificare, sunt usor mai bogate în magneziu.

Ansamblul observatiilor indica faptul ca zona cu anomalii superficiale este constituita din dendrite si într-o proportie redusa din zone corespunzând reactiei eutectice.

Grafitul din aceste ultime zone este foarte degenerat, aceasta datorându-se într-adevar unei oxidari a magneziului; se poate aprecia ca reactiile ce au loc între fonta lichida si forma duc la dezactivarea magneziului ca element nodulizant si la aparitia

grafitului degenerat în zona de suprafata a pieselor turnate din Fgn.

BIBLIOGRAFIE

[1] **J.C.Mercier - Un outil performant au service des fondeurs: Prézentation de la microsonde SX50, Fonderie Fondeur d'aoujurd'hui, 97, août-sept, 1990**

REVISTA REVISTELOR

STEEL TECHNOLOGY INTERNATIONAL, *Anglia, 1994*

- *Impactul legislatiei mediului asupra siderurgiei, p.25*
- *Gospodarirea apelor uzate, p.33*
- *Conceptii de protectie a mediului, p.39*
- *Functionarea automata a mecanismelor mobile ale cuptorului de cocsificare, p.49*
- *Controlul procesului în bateriile de cocsificare, p.53*
- *Flux de bauxita pentru elaborarea fontei, p.57*
- *Oxigen mai ieftin pentru elaborarea fontei, p.61*
- *Tehnologia de aglomerare a minereului de fier la ILVA, Taranto, p.65*
- *Ridicarea eficientei injectiei de carbune si oxigen în furnale, p.71*
- *Desulfurarea fontei în oala, p.77*
- *Extinderea reducerii directe la Hadeed, p.83*
- *Tehnica folosirii sublancii la elaborarea otelului în convertizorul cu oxigen, p.91*
- *Protectia mediului la elaborarea otelului în convertizor, p.97*
- *Tratamente mecanice de suprafata cu alumina de lustruit, p.103*
- *Materiale refractare pe baza de magnezie si grafit pentru convertizoarele basice cu oxigen, p.105*
- *Metode de masurare MIS, p.110*
- *Controlul cu ultrasunete al materialelor refractare folosite la elaborarea otelului, p.113*
- *Bazicitatea optica în controlul zgurilor si fluxurilor, p.117*
- *Procesul Consted - situatia la zi, p.127*
- *Colectarea prafului presurizat pentru cuptoarele electrice cu arc, p.133*
- *Darea în exploatare a unei instalatii de tratament secundar, p.139*
- *Metalurgia secundara de capacitate mica, p.145*
- *Cresterea duratei în exploatare a distribuitoarelor, p.150*
- *Optimizarea curgerii metalului lichid în distribuitor, p.155*
- *Actiunea pulberilor de turnare, p.161*
- *Metode de proiectare pentru perfectionarea masurilor de turnare continua, p.169*
- *Modificarile de viteza la turnarea continua, p.173*
- *Turnarea continua printre doi cilindri a otelului inoxidabil, p.181*
- *Laminarea fara grafic între cilindri oblici pereche, p.189*
- *Progrese tehnologice în laminarea produselor lungi, p.197*
- *Tehnologia CVC (convexitate variabila continua) la cel mai mare laminor la rece din China, p.203*
- *Situatia laminoarelor cu cilindri multipli, p.211*
- *Masurarea fortei de laminare, p.217*
- *Decaparea benzilor prin agitare controlata,p.220*
- *Controlul suprafetei cu stroboscopul, p.225*
- *Încalzirea prin inductie la laminarea otelurilor aliate, p.229*
- *Recoacerea benzilor prin inductie cu flux transversal, p.233*

CONSIDERATII PRIVIND TEHNOLOGIA CERCETARII SI PROIECTARII UTILAJELOR

Ing. Florin Chichernea, sef de lucrari, dr.ing. Maria Codrea, conferentiar Universitatea "Transilvania" Brasov

C.Z.:658.2

Dezvoltarea tehnico-stiintifica a dus la cresterea puternica a complexitatii produselor industriale, concomitent cu diversificarea productiei. Aceste fenomene sunt proprii si utilajelor-componentele cele mai dinamice ale sistemelor tehnologice, la ora actuala utilizându-se în lume o gama larga de utilaje de mare complexitate.

In aceste conditii proiectarea utilajelor este extrem de dificila; intuitia, rationamentele sau experienta sunt insuficiente pentru optimizarea deciziilor privind tipul utilajului si solutiile constructive care sa asigure executarea si exploatarea eficienta a acestora.

Complexitatea activitatii de creatie si imperativele economice impun abordarea stiintifica a proiectarii, ale carei cerinte majore sunt exprimate de urmatoarele principii: abordarea sistematica, conceptia functionala, principiul optimizarii, principiul muncii colective, utilizarea metodelor si tehnicilor de creativitate, caracterul sistematic al proiectarii.

Principiul conceptiei sistematice defineste un mod evoluat de cercetare a produselor complexe, ce muta accentul de la cunoasterea partilor componente - privita ca elemente izolate - la ansamblu.

Utilajele sunt sisteme complexe, fiind alcatuite din numeroase ansambluri, subansambluri si repere. Acestea trebuie cercetate într-o viziune integratoare, caci ceea ce interesează în ultima instanta este ansamblul care trebuie sa satisfaca anumite cerinte sub aspect tehnic, functional, estetic, ergonomic, al relatiilor cu mediul.

Conceptia integrata a unui produs nu exclude descompunerea acestuia. Referitor la acest aspect definim - ca principiu fundamental al proiectarii moderne - conceptia functionala a produselor: descompunerea nu se face pe parti materiale - ansambluri si repere - ci pe functii, prin functie a produsului înțelegând "însusirea esentiala în raport cu mediul si utilizatorul".

Acest principiu a fost promovat în activitatea de conceptie înca din secolul trecut, fiind una dintre regulile de baza ale designului industrial. Aplicata si în activitatea inginereasca în mod intuitiv, abordarea functionala a capatat o mai larga raspândire în ultimele decenii, odata cu utilizarea analizei valorii în proiectarea produselor.

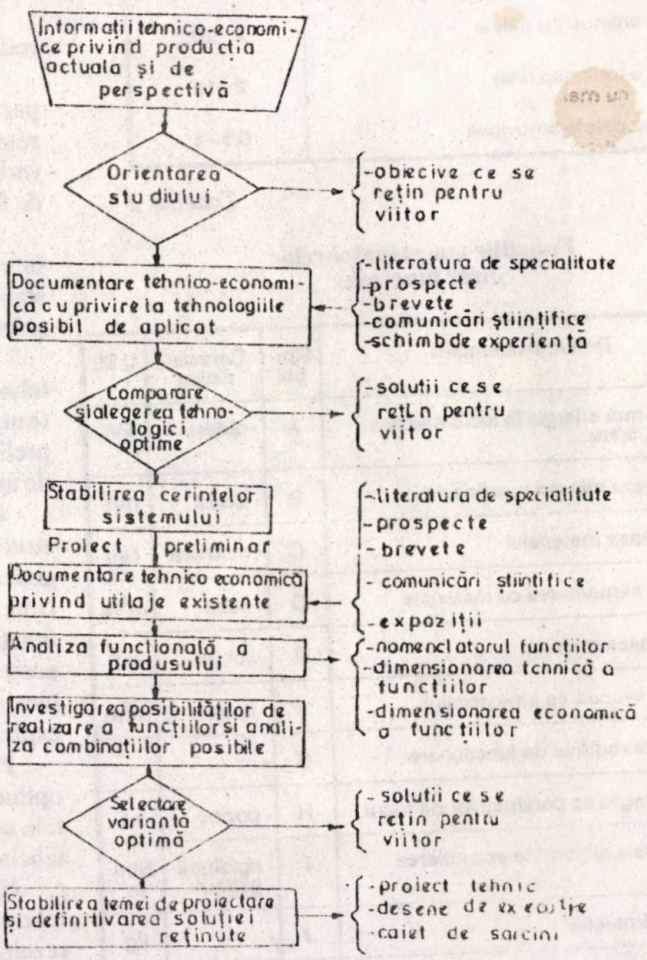


Fig. 1
Tehnologia cercetarii aplicative de produs
Practical research technique

Tabelul 1

Tipuri de amestecatoare utilizate pe plan mondial
Types of stirers

Tipul amestecatorului	Capacitatea de productie, t/h
I - Amestecatoare cu arbore vertical	
- cu role si cuva rotitoare	0,5 - 10
- cu role	0,5 - 10
- cu doua cuve, cu role	1 - 30
- cu elice	2 - 5
- intensiv cu role înclinate	40 - 100
- centrifugal	20 - 60
- turbomixer	60 - 150
- giromixer	50 - 100
- vibrant	
II Amestecatoare cu arbore orizontal	
- continuu cu palete	2 - 10
- cu melc (spirala)	2 - 10
- cu palete amovibile	0,5 - 1

Tabelul 2

Functiile amestecatoarelor
Stirer functions

Denumirea functiei	Simboi	Caracteristica	U.M.
Transforma energia în lucru mecanic de prelucrare	A	- putere	kW
Efectueaza miscari functionale	B	- viteza	m/s
Prelucreaza materialul	C	- moment	Nm
Permite alimentarea cu materiale	D	- debit	m^3/h
Acumuleaza material	E	- volum	m^3
Permite evacuarea amestecului	F	- debit	m^3/h
Stabileste regimul de functionare	G	-	
Asigura reglarea parametrilor de lucru	H	- pozitie	m
Preia fortele si permite asamblarea	I	- rigiditate - gabarit	N/m m
Asigura protectia	J	-	kg
Fiabilitatea	K	-	
Realizeaza ungerea	L	- debit	bar

Principiul optimizarii defineste cerinta imperativa la nivelul actual de dezvoltare stiintifica si tehnica, de orientare a proiectarii spre solutii de ma- xima eficienta, având în vedere deopotriva valoarea de întrebuintare si costul produsului. Asadar proiectarea nu înseamna doar tehnica, ci include informatii si rationamente economice, ce servesc fundamentarii deciziilor cu privire la solutiile constructive si tehnologice, la materialele utilizate, la precizia de prelucrare etc.

Proiectarea este prin definitie un proces creator: implica gasirea unor solutii noi care sa raspunda într-un mod optim cerintelor sociale. Imperativa în conditiile actuale de progres, creativitatea nu poate fi lasata la voia întâmplarii, ci este stimulata prin folosirea unor metode si tehnici care sa creasca probabilitatea aparitiei de idei si solutii noi pentru satisfacerea anumitor cerinte.

Dezvoltarea continutului stiintific al creatiei produselor industriale a pus în evidenta necesitatea desfasurarii sistemice a acestui proces complex, prin parcurgerea mai multor faze ce alcatuiesc o tehnologie specifica.

Principalele etape ale acestui proces sunt redate în figura 1.

Aspectele teoretice dezvoltate în prima parte a lucrarii vor fi particularizate pe un exemplu din domeniul turnatoriei, si anume este vorba de utilajele pentru obtinerea amestecurilor de formare si de miez.

Elaborarea temei de proiectare si a proiectului presupune un studiu preliminar pentru stabilirea performantelor sistemului si selectarea solutiei constructive optime.

Esential în acest scop este documentarea tehnico-economica cu privire la utilajele existente - prima faza în cadrul proiectului preliminar. In tabelul 1 sunt prezentate tipurile de amestecatoare utilizate pe plan mondial.

O premisa pentru gasirea unor solutii constructive optime, în concordanta cu cerintele ce genereaza realizarea utilajului, este modelarea functionala, având drept scop stabilirea functiilor produsului si a modului de realizare a acestora. In tabelul 2 sunt redate functiile amestecatorului, precizându-se si caracteristicile ce le exprima.

Problema ce se pune este de a gasi solutiile optime de materializare a acestor functii. Variantele utilizate pe plan mondial sunt prezentate în tabelul 3.

Numarul combinatiilor acestor multimi este foarte mare; considerând morfologia de mai sus, rezulta 4.572.288 combinatii teoretice posibile.

Pentru analiza acestor combinatii literatura de specialitate indica mai multe metode. De regula sunt selectate mai multe variante a caror

Tabelul 3

Variante de amestecatoare utilizate pe plan mondial. Cutia morfologica
Types of stirers. Morphologic boxes

Functia	Solutii constructive
A	a1 - motor electric cu reductor
	a2 - motor electric cu transmisie prin lant
	a3 - motor electric cu transmisie prin curele
	a4 - motor electric cu variator de turatie
	a5 - motor electric cu turatie reglabila
	a6 - motor hidraulic
	a7 - organ de vibrare
B	b1 - cuva rotitoare
	b2 - cuva fixa - - turbine
	b3 - mixt
C	c1 - role verticale
	c2 - role orizontale
	c3 - palete
	c4 - palete amovibile
	c5 - pluguri
	c6 - agitator
	c7 - spirala continua
	c8 - elice cu ax vertical
	c9 - elice cu ax orizontal
D	d1 - alimentare la partea superioara
	d2 - alimentare laterala
E	e1 - o cuva cilindrica
	e2 - mai multe cuve cilindrice
	e3 - cuva semicirculara
	e4 - cuva conica
	e5 - jgheab orizontal
	e6 - doua jgheaburi orizontale paralele
	e7 - mai multe jgheaburi în trepte
	e8 - combinata

Functia	Solutii constructive
F	f1 - subar actionat manual
	f2 - subar actionat mecanic
	f3 - subar actionat pneumatic
	f4 - subar actionat hidraulic
	f5 - clapete orizontale
	f6 - clapete verticale
	f7 - sistem de evacuare continua
G	g1 - comanda manuala
	g2 - comanda semiautomata
	g3 - comanda automata
H	h1 - sistem cu reglarea pozitiei elementelor
	h2 - sistem fara reglarea pozitiei elementelor
I	i1 - batiu turnat
	i2 - batiu sudat
	i3 - batiu turnat si sudat
J	j1 - constructie capsulata
	j2 - constructie deschisa
K	k1 - protectie cu materiale metalice
	k2 - protectie cu cauciuc
	k3 - protectie prin placare cu bazalt
L	l1 - ungere manuala
	l2 - sistem de ungere automat

departajare se face tinând seama de cerintele stabilite initial - calitatea amestecului de formare sau de miez, productivitate, gabarit, consumuri energetice, cost etc. Se subliniaza posibilitatea utilizarii mijloacelor electronice de calcul, care faciliteaza analiza si evaluarea combinatiilor.

Rezultatele acestui studiu servesc fundamentarii temei de proiectare, în care se precizeaza principalele caracteristici tehnico-functionale si solutii constructive.

Generalizarea acestei tehnologii de proiectare este conditionata de existenta unor informatii privind utilajele - functiile acestora, solutiile constructive utilizate pe plan mondial, caracteristicile tehnico-economice ale utilajelor - si de folosirea calculatoarelor electronice la crearea, automatizarea si prelucrarea datelor.

CAUZELE EFECTULUI COROSIV AL ULEIULUI ANTRACENIC SATURAT CU HIDROCARBURI BENZENICE DIN GAZUL DE COCS

Dr.ing. Ioan Axinte, conferentiar
Ing. Iulia Solomon, sef de lucrari
Universitatea "Dunarea de Jos" Galati

C.Z.: 669.162.16

Uleiul antracenic este o fractiune a gudronului de huila, care distileaza între 235 si 300°C si este utilizat la absorbtia hidrocarburilor benzenice din gazul de cocs, sub numele de "ulei de absorbtie" [1], [2].

Datele existente în literatura de specialitate privind actiunea corosiva a uleiului antracenic si în special a uleiului saturat cu hidrocarburi benzenice sunt în general putine - studierea acestor procese fiind dificila datorita factorilor multipli care se interconditioneaza.

Lipsa acestor date constituie un mare dezavantaj pentru rezolvarea aspectelor practice ale coroziunii din instalatiile industriale.

Ca urmare, apare oportunitatea efectuarii acestui studiu, care prezinta rezultatele privind cauzele actiunii corosive a uleiului antracenic saturat cu hidrocarburi benzenice din gazul de cocs, asupra schimbatoarelor de caldura ce functioneaza în instalatia de distilare a acestuia.

Procesul de coroziune este intens si variat, atât în interiorul tevilor, în care circula ulei antracenic saturat cu hidrocarburi benzenice, cât si în exteriorul lor, unde circula ulei debenzenat. In figura 1 este redat aspectul coroziunii unei probe luata din schimbatorul de caldura.

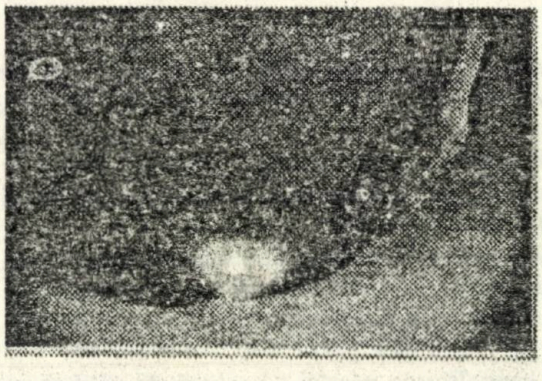


Fig. 1

Aspectul coroziunii unei probe de teava, în sectiune transversala; 3x
Corrosion aspect of a tube sample cross - section, x3

Partea experimentala

Pentru studierea procesului de coroziune în regim dinamic s-a utilizat instalatia de laborator din figura 2. Mediul corosiv - uleiul antracenic saturat cu hidrocarburi benzenice - a fost prelevat din instalatia de distilare.

Caracteristicile si compozitia chimica a uleiului antracenic, saturat cu hidrocarburi benzenice si debenzenat, sunt date în tabelul 1.

Probele au fost decupate din tevi de otel OLT 35, utilizate la constructia schimbatoarelor de caldura, având urmatoarea compozitie chimica: 0,12% C; 0,50% Mn; 0,19% Si; 0,038% P; 0,04% S.

Dupa prelucrarea mecanica, degresare cu solventi si uscare, probele au fost cântarite cu o precizie de 0,1 mg si apoi au fost imersate într-un vas ce continea ulei antracenic saturat cu hidrocarburi benzenice si mentinute la o temperatura de cca 130°C, sub agitare continua. Dupa fiecare încercare uleiul a fost înlocuit.

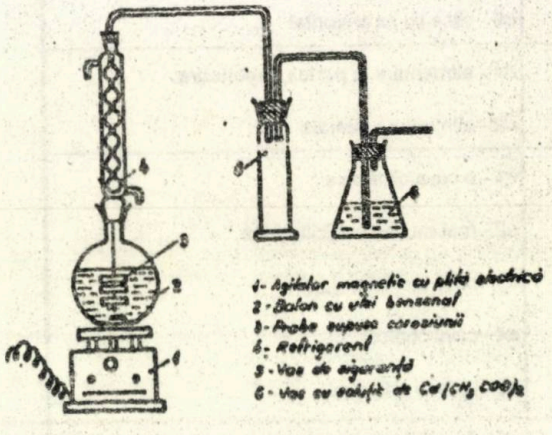


Fig. 2

Instalatia de laborator utilizata pentru studiereа coroziunii în regim dinamic
Laboratory device for investigation of dynamic corrosion

Pentru aprecierea efectului coroziunii, s-a determinat pierderea în greutate si s-a efectuat analiza microstructurala. Dupa intervale de timp bine stabilite, probele au fost scoase, spalate, uscate si recântarite.

Tabelul 1

Compozitia chimica a uleiului antracenic determinata cromatografic, %
Chromatographic evaluated chemical analysis of anthracene oil, %

Compusul	Ulei antracenic proaspat	Ulei saturat cu hidr. benz.	Ulei debanzenat
Σ x	1,98	2,05	1,36
Naftalina	22,72	15,08	13,59
Σ x	1,11	1,43	1,20
b2 metilnaftalina	13,65	9,00	8,65
a1 metilnaftalina	6,48	5,43	5,67
Σ x	5,66	7,13	7,78
2,6 dimetilnaftalina	2,61	2,58	2,80
1,3 dimetilnaftalina	3,62	4,14	4,77
1,5 + 2,3 dimetilnaftalina	1,09	0,74	1,28
1,2 dimetilnaftalina	0,74	0,24	0,53
Acenaften	13,96	19,88	18,38
Σ x	0,49	1,07	0,60
Difenilen oxid	7,37	10,39	10,67
Σ x	1,17	0,73	1,59
Fluoren	7,48	9,08	8,45
Σ x	4,90	4,61	5,69
Antracen + Fenantren	4,44	5,71	6,11
Σ x	0,28	0,71	0,88
2 metil antracen	0,13	-	-
Σ x	0,12	-	-

Rezultate si discutii

Cercetarile efectuate au pus în evidenta trei tipuri de coroziune: uniforma, localizata si intercristalina. Cauzele sunt prezenta în uleiul antracenic saturat cu hidrocarburi benzenice, a apei, H_2S, NH_3, sarurile acidului cianhidric, bazelor piridinice etc. In probele de ulei utilizate, au fost identificate si determinate urmatoarele concentratii: 10-16% apa; 1,12-1,28 g/l H_2S; 2,24-2,40 g/l NH_3, alti compusi cu azot (CN^-, piridine etc.).

Trecerea acestora din gazul de cocs în uleiul antracenic, în timpul procesului de absorbtie a hidrocarburilor benzenice, creeaza un mediu deosebit de agresiv. In figura 3 sunt redate curbele vitezei de coroziune pentru cinci probe. Viteza de coroziune este foarte intensa la început, 161-258 $mg/dm^2.zi$, ca apoi, în timp, sa ajunga la 23-37

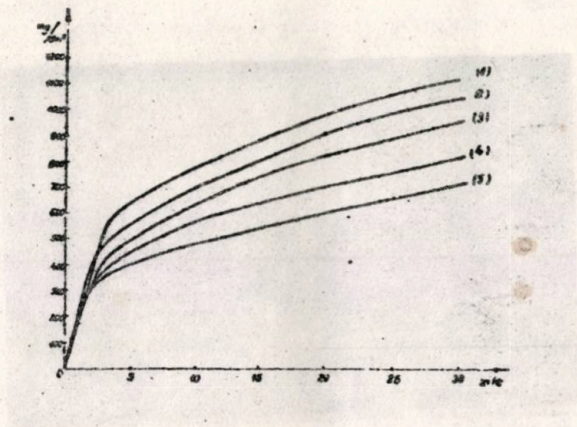


Fig. 3
Variatia vitezei de coroziune în ulei antracenic saturat cu hidrocarburi benzenice, a cinci probe de otel OLT - 35
Corrosion rate variation in anthracene oil, taturated with benzene hydrocarbons for 5 OLT - 35 steel samples

$mg/dm^2 \cdot zi$.

In conditiile de lucru ale schimbatoarelor de caldura (presiunea în tevi $98 \cdot 10^4 N/m^2$ si temperatura cca 130°C), viteza de coroziune este mai mare, datorita debitului cu care este vehiculat uleiul de absorbtie saturat cu hidrocarburi benzenice si contactului permanent al substantelor agresive cu suprafata metalului, prin îndepartarea continua a produsilor rezultati.

Prezenta incluziunilor nemetalice în otel are efect negativ atât asupra caracteristicilor mecanice, cât si asupra rezistentei la coroziune. Determinarile microstructurale efectuate pe probe de otel OLT 35, neatacate cu reactivi, au aratat ca materialul este destul de impur. S-au identificat urmatoarele impuritati: sulfuri, silicati, oxizi (fig.4).

Acestea pot genera micropile cu potentiale diferite care amorseaza procesul de coroziune. Acumularea produsilor de coroziune în craterele formate creeaza o eterogenitate suplimentara, care accentueaza coroziunea localizata, asa cum reiese din figurile 5 si 6.

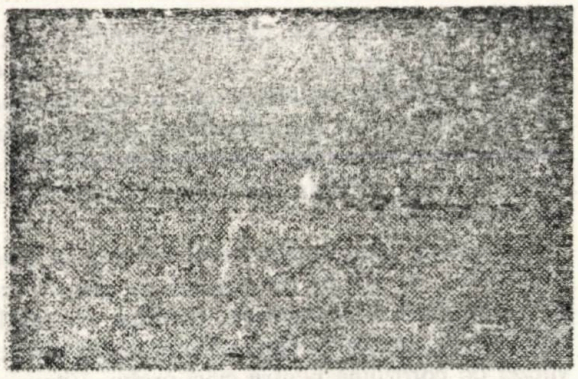


Fig. 4

Incluziuni nemetalice: sulfuri, silicati, oxizi, intr-o probe de otel OLT - 35 * 100 x

Non-metallic inclusions : sulphides, silicates, oxides in an OLT - 35 steel sample; x 100

Fig. 7

Coroziune intercristalina. Ferita si perlita pe suprafata unei probe dupa atac Nital 2%

Intercrystaline corrosion. Ferrite and perlite on sample surface after nital 2% etching

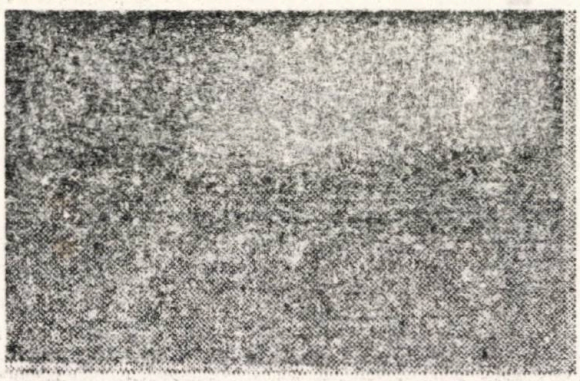


Fig. 5

Coroziune localizata si intercristalina, pe suprafata unei probe; 250 x

Local and intercrystaline corrosion on sample surface; x 250

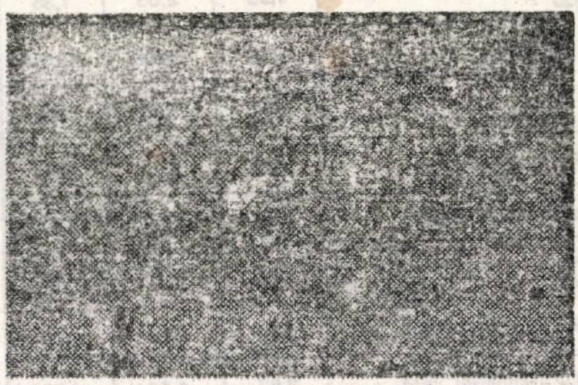


Fig. 8

Coroziune intercristalina pe suprafata unei probe; 250 x

Intercrystaline corrosion on sample surface; x 250

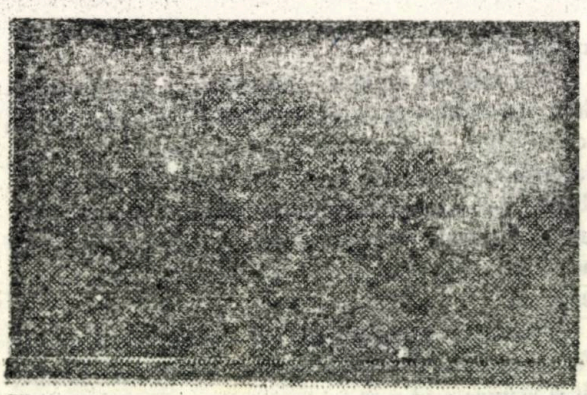


Fig. 6

Coroziune neuniforma, pe proba in sectiune transversala; 250 x

Uneven corrosion on sample cross - section

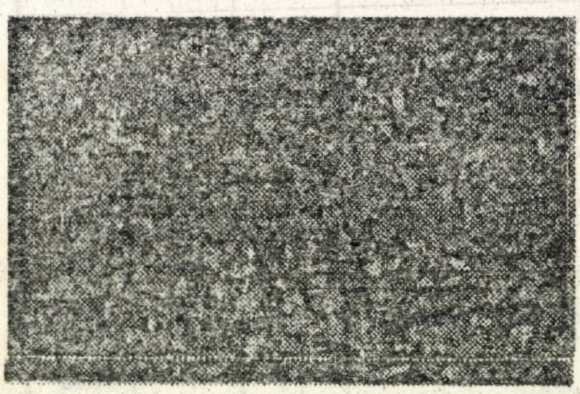


Fig. 9

Structura in siruri de ferita si perlita. Incluziuni nemetalice dupa atac Nital 2%; 100 x

Ferritic and perlite chain structure. Nonmetallic inclusions after nital etching; x 100

In figurile 7 si 8 sunt redate efectele coroziunii intercristaline, care se manifesta prin propagarea unor fisuri in jurul cristalelor, ce pot fi ramificate si pot strapunge materialul.

Studiul probelor atacate cu Nital 2% a scos în evidenta o structura feritoperlitica cu granulatie fina, care imprima bune proprietati mecanice, dar duce la o scadere a rezistentei la coroziune (fig.9).

Pentru o buna rezistenta la coroziune, aliajul utilizat trebuie sa aiba o structura monofazica, adica sa fie metal pur sau solutie solida omogena.

Cauza principala a coroziunii metalelor si aliajelor este instabilitatea termodinamica a acestora, în conditiile de lucru existente [3], [4].

Prezenta impuritatilor pe suprafata metalului sau aliajului poate complica sau accelera coroziunea, dar nu este o conditie necesara. Este suficient sa existe fier în contact cu o solutie apoasa, ioni H^+, capabili sa consume electronii eliberati în reactia:

$$Fe \rightarrow Fe^{2+} + 2e,$$

la un potential mai pozitiv decât ar consuma ionul feros, $Fe^{2+} + 2e \rightarrow Fe$, pentru refacerea atomului de fier, ca sa se corodeze fierul. Diferenta dintre viteza cu care trece fierul în solutie si viteza cu care ionul feros se reduce reprezinta tocmai viteza procesului de coroziune.

Actiunea substantelor agresive din uleiul antracenic, saturat cu hidrocarburi benzenice din gazul de cocs, se însumeaza, contribuind la grabirea distrugerii materialului.

Procesele care au loc sunt destul de complexe si se desfasoara pe doua cai:

- *chimic, care se datoreste gazelor (H_2S, NH_3, O_2...), lichidelor fara conductibilitate electrica si substantelor organice aflate în uleiul antracenic saturat cu hidrocarburi benzenice si în uleiul debenzenat;*
- *electrochimic, datorita solutiilor de electroliti ce se formeaza prin dizolvarea sarurilor si gazelor în apa ce însoteste uleiul.*

Hidrogenul sulfurat ataca aliajul, în prezenta apei, cu formare de sulfura de fier care, depunându-se neuniform pe suprafata metalica, favorizeaza formarea pilelor cu aerare diferentiala:

$$H_2S + Fe \rightarrow FeS + 2H$$

Hidrogenul atomic, care se formeaza la suprafata metalului sub actiunea mediului, difuzeaza în aliaj si se acumuleaza sub forma de hidrogen molecular în zonele cu defecte de retea: dislocatii, limite de graunte, zone vacante etc.

Hidrogenul molecular acumulat, nereusind sa difuzeze prin reteaua cristalina a aliajului, produce presiuni care duc la fisuri locale.Actiunea de distrugere a otelului datorita hidrogenului este mult accelerata de temperatura si presiune. Fragilizarea sub actiunea hidrogenului este posibila si prin decarburare:

$$Fe_3C + 2H_2 \rightarrow 3Fe + CH_4.$$

Fenomenele datorita carora este distrus otelul, ca urmare a contactului cu hidrogenul, sunt mult accelerate de temperatura si presiune.

Concluzii

Cauzele actiunii corosive a uleiului antracenic saturat cu hidrocarburi benzenice sunt prezenta în ulei a apei, hidrogenului sulfurat, amoniacului, sarurilor acidului cianhidric, compusilor organici cu sulf si azot, care provin din gazul de cocs, în procesul de absorbtie.

Procesul corosiv se desfasoara pe doua cai:

- *chimic, datorita gazelor (H_2S, NH_3) si substantelor organice în stare lichida, fara conductibilitate electrica;*
- *electrochimic, datorita solutiilor de electroliti ce iau nastere prin dizolvarea sarurilor si gazelor în apa existenta în ulei (10 - 16%).*

Analiza microstructurala efectuata a scos în evidenta mai multe aspecte:

- prezenta incluziunilor nemetalice în probele studiate, care au un efect negativ asupra proprietatilor mecanice si a rezistentei la coroziune;
- faptul ca efectele coroziunii se manifesta uniform, localizat si intercristalin.

Otelul OLT 35 testat prezinta o slaba rezistenta la coroziune în ulei antracenic (ulei de absorbtie) saturat cu hidrocarburi benzenice, în conditiile de lucru ale schimbatoarelor de caldura.

BIBLIOGRAFIE

[1] **Franck H.G., Collin G.**: Steinkohlenteer, Springer-Verlag Berlin Heidelberg, New-York, 1968
[2] **Collin G.**: Erdol Kohle Erdgas Petrochem. 38, 489-4965, 1985
[3] **Oniciu L.**: *Coroziunea metalelor*. Ed.Stiintifica si Enciclopedica, Bucuresti, 1986
[4] **Radoi L.**: *Introducere în coroziunea si protectia metalelor si aliajelor*. Ed. Facla, Timisoara, 1982
[5] x x x STAS 5949-80

STUDIUL COMPORTARII LA COROZIUNE A UNOR OTELURI ÎN ULEI DE ABSORBTIE SATURAT CU HIDROCABURI BENZENICE

Dr.ing. Ioan Axinte, conferentiar
Ing. Iulia Solomon, sef de lucrari **Universitatea "Dunarea de Jos" Galati**

C.Z.:620.193

Intr-o lucrare anterioara [1], am aratat ca schimbataorele de caldura din instalatia de distilare a uleiului de absorbtie saturat cu hidrocarburi benzenice sunt supuse unei coroziuni intense, datorita prezentei apei, hidrogenului sulfurat, amoniacului, acidului cianhidric, a compusilor organici cu sulf si azot etc., care provin din gazul de cocs si creeaza un mediu deosebit de agresiv, în conditiile de lucru ale industriei.

Una din cele mai eficiente masuri de prevenire si combatere a coroziunii instalatiilor si utilajelor este alegerea judicioasa a materialelor de constructie, care trebuie sa tina seama de natura si concentratia mediului agresiv, de tipul de utilaj si conditiile de exploatare.

Datele existente în literatura de specialitate privind alegerea materialelor rezistente la coroziune au un caracter mai mult orientativ, de recomandare. De aceea este necesara efectuarea unor teste experimentale, pentru a se putea aprecia mai bine comportarea acestora, în conditiile practice impuse.

In acest sens ne-am propus studierea unor aliaje feroase mai rezistente la coroziune, în conditiile de lucru impuse de procesul tehnologic si care sa înlocuiasca otelul OLT-35, folosit în prezent, la constructia schimbatoarelor de caldura.

Partea experimentala

Pentru testare s-au ales trei aliaje în functie de compozitia chimica si proprietatile fizicomecanice (tab. 1 si 2)

Probele de forma dreptunghiulara sau de inel (în cazul tevilor) au fost prelucrate si pregatite corespunzator si apoi imersate în mediul corosiv format din uleiul de absorbtie, saturat cu hidrocarburi benzenice, la 130°C sub agitare continua.

In figurile 1,2 si 3 se dau microstructurile aliajelor testate.

Rezultate si discutii

Din graficul prezentat în figura 4, se constata ca otelurile testate prezinta o rezistenta buna la coroziune, detasându-se otelul 12 Ni Cr 180, a carui viteza de coroziune este cea mai mica.

In cazul otelului 40 Cr 130 s-au constatat zone cu coroziune localizata si intercristalina (figura 5). Coroziunea acestor tipuri de oteluri este dependenta de prelucrarea mecanotehnologica si termica. Tratamentul termic de calire si revenire are o mare influenta asupra otelurilor inoxidabile martensitice.

Important este ca prin tratamentul termic aplicat, sa nu se separe carburi. Când procentul de crom în zona este mai mic de 12%, rezistenta la coroziune scade. Coroziunea intercristalina apare în mod cu

Tabelul 1

Compozitia chimica a aliajelor testate
Chemical analysis of investigated alloys

Aliajul	Compozitia chimica, %								
	C	Mn	Si	S	P	Cr	Ni	Mo	Alte elemente
40 Cr 130	0,35 - 0,41	max. 0,60	max. 0,60	0,09	0,045	12,0 - 14,0	-	-	-
8 Ti Cr 170	max. 0,12	max. 1,0	max. 1,0	0,03	0,045	15,5 - 17,5	-	-	Ti 7%
12 Ni Cr 180	max. 0,12	2,0	1,0	max. 0,03	max. 0,045	17,0 - 19,0	8,0 - 10,0	-	-

Tabelul 2

Caracteristicile fizico - mecanice ale aliajelor testate
Characteristics of investigated alloys

Caracteristicile	Aliajul		
	40 Cr 130	8 Ti Cr 170	12 Ni Cr 180
Greutaje specifica, kg/dm³	7,70	7,00	7,90
Caldura specifica, J/g °K, la 293K	0,46	0,460	0,50
Conductivitate termica, W/m °K	30,00	20,00	15,00
Rezistivitate electrica, Ω °mm²/m	0,55	0,60	0,73
Proprietati mecanice dupa tratament termic:			
R_m daN/mm²	max 80	130 - 170	70 - 90
Duritate , HB	max 225	130 - 170	170 -210
Structura	martensitica	feritica	austenitica si feritica

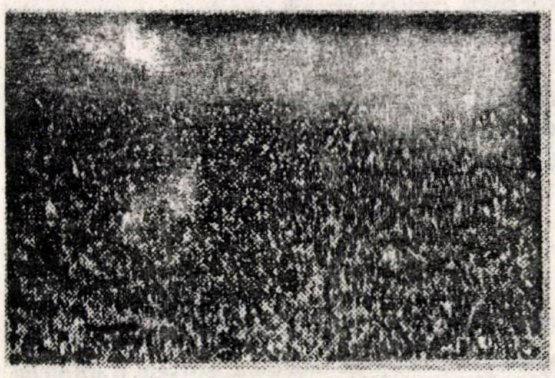


Fig. 1

Microstructura otelului 40 Cr 130 Atac electrolitic , martensita 150 x
40 Cr 130 steel microstructure. Electrolytic etching, martensite, x 150

totul exceptional urmata, la calire, de revenire inalta(783-873 K).

Incercarile efectuate asupra otelului 8 TiCr 170 au aratat o buna rezistenta la coroziune a acestuia, în mediu ce contine compusi cu sulf. Totusi otelurile de acest tip sunt sensibile la coroziunea intercristalina, când tratamentele termice se efectueaza la temperaturi ridicate, sau dupa recoacere la temperaturi de circa 740 K.

Fig. 2

Microstructura otelului 8 Ti Cr 170. Atac electrolitic , ferita ecruisata, 150 x
8 Ti Cr 170 steel microstructure. Electrolytic etching, cold hardened ferrite, x 150

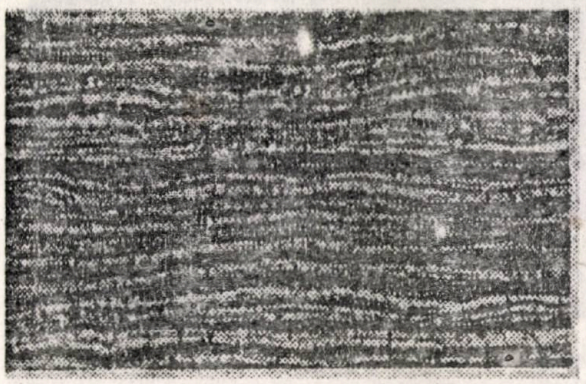


Fig. 3

Microstructura otelului 12 NiCr 180. Atac electrolitic, austenita si ferita.
12 Ni CR 180 steel microstructure. Electrolytic etching. Austenite and ferrite

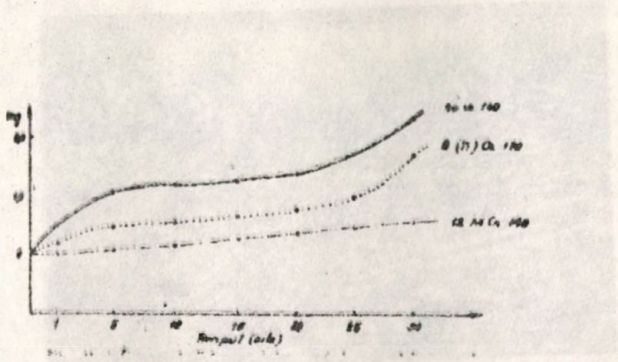


Fig. 4

Variatia pierderii în greutate a probelor de otel încercate
Weight loss variation of steel test pieces

Aceasta se explica fie prin transformarea la racire a austenitei de la limita grauntilor feritici, în martensita, fie prin separarea carburilor si sulfurilor direct din ferita, care provoaca tensiuni interne concentrate intercristalin. Otelurile de tipul acesta sunt sensibile la coroziunea sub tensiune.

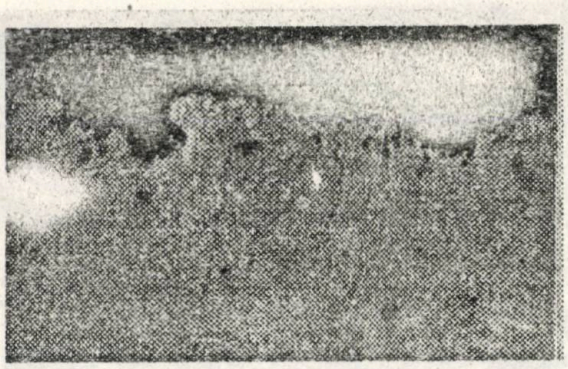


Fig. 5
Proba de otel 40 Cr 130 neatacat. Coroziune localizata si intercristalina. 400 x
40 Cr 130 unetched steel test pieces. Local and intercrystaline corrosion; x 400

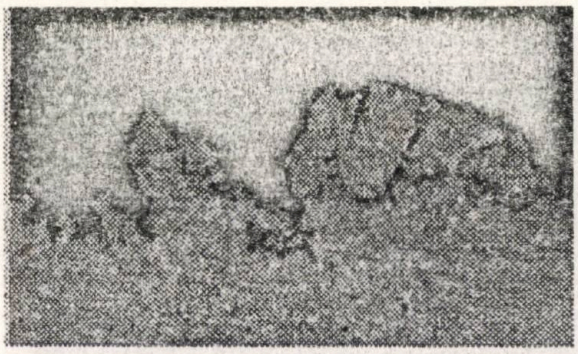


Fig. 6
Efectele coroziunii intercristaline pe o proba de otel 12 Ni Cr 180 neatacat, în cordonul de sudura. 200 x
Intercrystaline corrosion effects on an unetched 12 NiCr 180 steel test piece in the welding seam; x 200

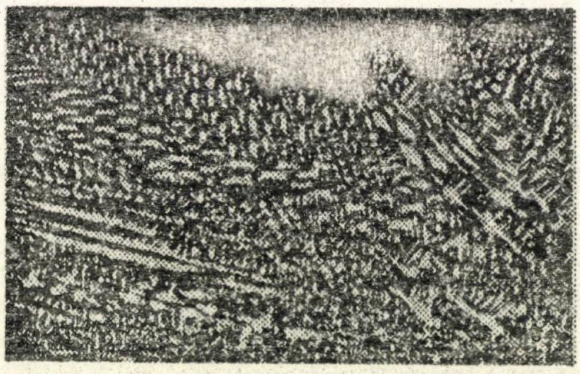


Fig. 7
Proba de otel 12 NiCr 180 atacata electrolitic. Dendrite formate prin supraîncalzirea cordonului de sudura. 100 x
Electrolytically etched 12 Ni Cr 180 steel test piece. Dendrites formed after superheating the seam; x 100

Prezenta unor incluziuni nemetalice la suprafata probei duce la exfolieri în zona respectiva, ceea ce poate fi considerat un început de coroziune.

Otelul 12 NiCr 180 are o rezistenta foarte buna la coroziune, în ulei de absorbtie saturat cu hidrocarburi

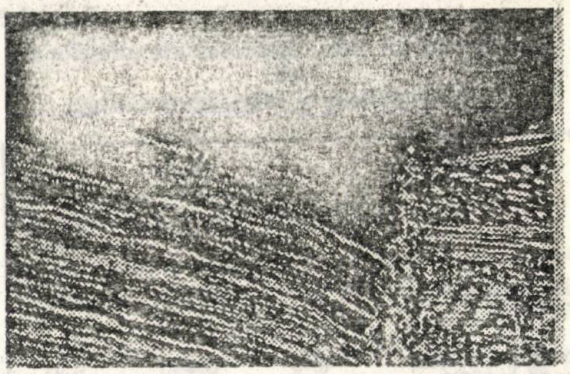


Fig. 8
Proba de otel atacata electrolitic. Zona de influenta termica. 100 x
Electrolytically etched steel sample. Heat affected zone (HAZ); x 100

benzenice. In cazul acestor oteluri (feritoaustenitice), coroziunea poate avea loc în jurul insulelor de ferita sau în interiorul acestora, fara a continua intercristalin.

Probele încercate fiind prelevate dintr-o teava sudata au fost supuse unei analize structurale amanuntite, pentru a vedea cum se comporta zona sudata în mediul corosiv. Figura 6 reda efectele coroziunii în cordonul de sudura.

Datorita supraîncalzirii în timpul sudurii, la suprafata exterioara a tevii se formeaza dendrite foarte mari, care favorizeaza producerea coroziunii si accentuarea procesului în timp (fig.7).

Din observatiile efectuate, a rezultat ca numai în cazul unei suduri necorespunzatoare pot aparea procese de coroziune. In figura 8 se observa zona în care efectul termic a influentat structura aliajului.

Concluzii

In urma testarii celor trei aliaje, a rezultat ca cea mai buna rezistenta la coroziune, în conditiile tehnologice de lucru ale uleiului de absorbtie, o are otelul 12 NiCr 180, care poate fi utilizat la constructia schimbatoarelor de caldura, în locul otelului OLT 35 folosit în prezent.

Efecte ale procesului de coroziune pot aparea în cordonul de sudura la realizarea tevilor din otelul 12 NiCr 180, datorita supraîncalzirii acestuia si formarii dendritelor cu dimensiuni foarte mari.

BIBLIOGRAFIE

[1] Gâdea S.,Petrescu M.: *Metalurgie fizica si studiul metalelor vol I-III*. Editura Didactica si Pedagogica, Bucuresti, 1979

[2] Trusculescu M., Ieremia A.: *Oteluri inoxidabile si refractare*. Ed.Facla, Timisoara, 1982

[3] Fagarasanu M. s.a.: *Determinarea gazelor si incluziunilor nemetalice din materiale metalice*. Ed. Tehnica, Bucuresti.

ASPECTE PRIVIND MODIFICARILE DIMENSIONALE ALE PROBELOR CU CANALE LONGITUDINALE DEFORMATE PLASTIC PRIN RASUCIRE

Dr. ing. Gheorghe Brabie, sef de lucrari
Ing. Gheorghe Pintilie, sef de lucrari Universitatea din Bacau

C.Z.: 621.7.011

Procesul de deformare plastica prin rasucire determina aparitia unor modificari dimensionale ale pieselor solicitate, modificari ale caror valori si directii de realizare sunt influentate de o multitudine de factori ce tin de geometria si materialul probelor, de regimul termic si mecanic de lucru, de fenomenele ce se produc în procesul de rasucire etc.

Incercarile experimentale, efectuate pe probe cu forme circulare ale sectiunii transversale, au stabilit faptul ca modificarile dimensionale determinate de deformarea plastica prin rasucire se produc în doua plane perpendiculare si ca acestea sunt rezultatul starii complexe de tensiune ce ia nastere în materialul deformat si a fenomenului de reorientare elicoidala a fibrelor materialului [1],[2].

Analiza unei probe cu profil necircular, deformata plastic prin rasucirea cu un unghi de 720^0 (fig.1), prezinta urmatoarele aspecte:

- *reteaua de linii longitudinale paralele cu axa probei se orienteaza prin rasucire dupa o elice;*
- *reteaua de linii circulare, initial continute în planuri normale la axa, sufera înclinari care le aduc în planuri ce formeaza unghiuri ascutite (ale caror valori sunt determinate de unghiul de rasucire) cu planul normal la axa piesei si care sunt orientate spre capatul de aplicare a momentului de rasucire;*
- *formele geometrice determinate de intersectiile liniilor longitudinale si circulare, initial dreptunghiuri, devin paralelograme curbe elicoidale cilindrice, iar laturile mici dupa arce de cerc;*
- *proeminentele longitudinale, initial drepte si paralele cu axa, se orienteaza prin rasucire dupa o elice;*
- *canalele practicate pe proba, initial drepte si orientate dupa o directie paralela cu axa, prin reorientarea dupa o elice tind sa-si micsoreze dimensiunile;*
- *fibrele exterioare, initial având lungimea L, prin reorientarea dupa o elice sufera alungiri ce se pot determina pe baza relatiei:*

$$\Delta L_e = L\left(\sqrt{1 + \left(\frac{\Delta\varphi r}{L}\right)} - 1\right) \qquad (1)$$

unde φ este unghiul de rasucire, iar r este raza semifabricatului.

Aspectele prezentate arata ca procesul de

Fig. 1
Proba cu doua canale circulare deformata prin rasucirea cu un unghi de 720^0
Test piece with two round grooves twisted with 720^0

rasucire determina, în cazul probelor cu profil necircular, reorientarea formei profilului initial dupa o elice si o deplasare a masei de material dupa mai multe directii, fenomene care duc la modificarea dimensionala a probelor.Principalele modificari dimensionale constatate în cazul rasucirii acestor tipuri de probe sunt:

- modificarea dimensionala axiala, caracterizata prin scurtarea ΔL a probei;
- modificarile dimensionale ale canalului, caracterizate prin micsorarea latimii canalului Δl si cresterea adâncimii Δh a acestuia.

Incercari experimentale si analiza rezultatelor

Incercarile experimentale au fost efectuate în urmatoarele conditii:

- *probele utilizate au avut forme ale sectiunii transversale cu 1 si 2 canale, respectiv canale cu profil circular si cu fete plane; dimensiunile probelor au fost cuprinse în urmatoarele domenii: diametrul d = (10...25) mm si lungimea L = 120... 300 mm;*

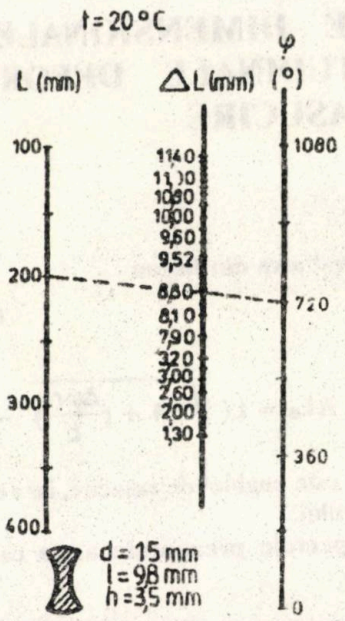


Fig. 2

Proba din OLC 45 cu lungimea L = 300 mm, deformata neuniform prin rasucirea cu unghiuri mai mici de 360^0

OLC 45 test piece, 300 mm long unevenly twisted at angles under 360^0

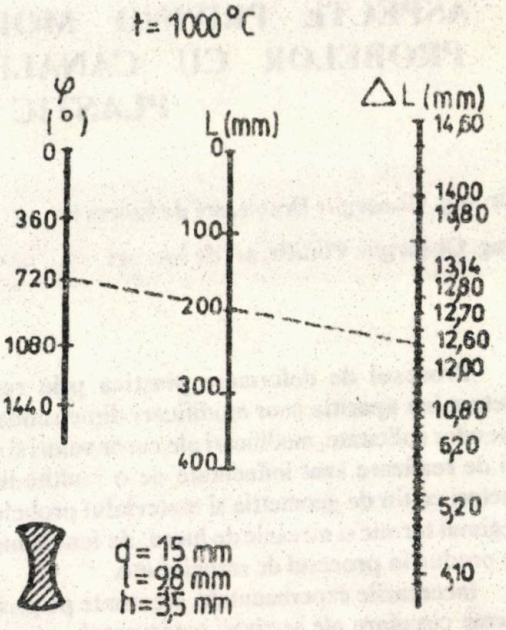


Fig. 3

Proba cu forma nesimetrica a sectiunii (cu un canal) deformata neuniform

Test piece with asimetric cross-section and one groove and uneven twisting

- *regimul termic a cuprins doua domenii de temperatura, respectiv rece (t = 20^{0}C) si cald (t = 1000^{0}C);*
- *unghiul de rasucire a fost cuprins în domeniul 0...1080^0, ceea ce corespunde unui numar de rasuciri cuprins între 0 si 3;*
- *materialele utilizate pentru confectionarea probelor au avut un continut de carbon cuprins între 0,2 si 0,5 %.*

Analiza modului de variatie a modificarilor dimensionale indica aspecte diferite, respectiv:

- *o variatie uniforma pe lungimea probei, în marea majoritate a cazurilor;*
- *o variatie neuniforma pe lungimea probei, în anumite conditii de deformare.*

Variatia uniforma a modificarilor dimensionale pe lungimea probei s a produs, în general, în urmatoarele conditii:

- » în cazul probelor realizate din oteluri cu continut scazut de carbon si cu structura favorabila deformarii;
- » în cazul deformarii cu unghiuri cuprinse între 360 si 1080^0, atât la cald cât si la rece;
- » în cazul utilizarii unor probe cu forme de sectiuni transversale simetrice si de marime constanta;
- » în cazul utilizarii probelor cu dimensiunile L ≤ ≤ 200 mm si de d ≤ 15 mm.

Variatia neuniforma a modificarilor dimensionale pe lungimea probei s-a produs în urmatoarele conditii:

- *în cazul rasucirii la rece a probelor din OLC 45 cu unghiuri de pâna la 360^0, mai ales la probele cu lungimi L = 300 mm (fig.2);*
- *în cazul probelor cu forme nesimetrice ale sectiunii transversale (fig. 3);*
- *în cazul rasucirii la cald cu unghiuri mai mari de 900^0 si al rasucirii la rece cu unghiuri mai mari de 1080^0 (fig.4).*

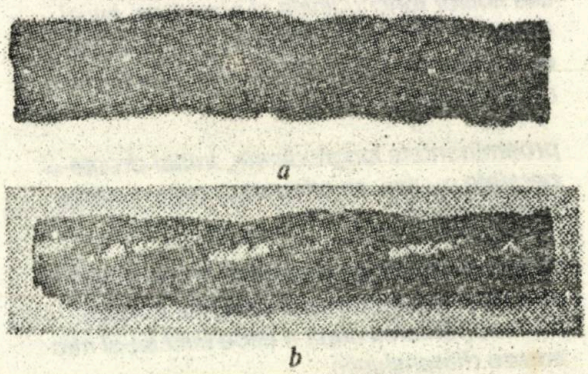


Fig. 4

Probe deformate neuniform în urma rasucirii cu unghiuri mai mari de 900^0: a - proba deformata la cald; b - proba deformata la rece

Test pieces uneven twisted at angles over 900^0: a - hot twisted piece; b - cold twisted piece

In primul caz al variatiei neuniforme, modificarile dimensionale mai pronuntate se produc la capatul opus celui de aplicare a momentului de rasucire. Din acest motiv, se poate aprecia ca una din cauzele care determina variatia neuniforma a modificarilor dimensionale pe lungimea probei, în cazul probelor de lungime mare, este variatia vitezei de deformatie între capetele de prindere ale acesteia, conform relatiei:

$$\dot{\gamma} = 0{,}105\ n \cdot r/L\ (s^{-1}) \qquad (2)$$

unde n este turatia, r raza probei, iar L- lungimea probei. Analiza relatiei duce la urmatoarele concluzii:

- viteza de deformatie este maxima la capatul fix (L=0) si scade pe masura cresterii lungimii bratului de aplicare a momentului de rasucire;
- neuniformitatea vitezei de deformatie va fi cu atât mai mica cu cât lungimea portiunii rasucite va fi mai mica. Faptul ca neuniformitatea modificarilor dimensionale se produce la unghiuri de rasucire mai mici de 360^0 este confirmat si de masuratorile de duritate efectuate pe sectiunea longitudinala a unei probe cu doua canale, deformata cu unghiuri cuprinse între 0 si 1080^0 (fig.5);

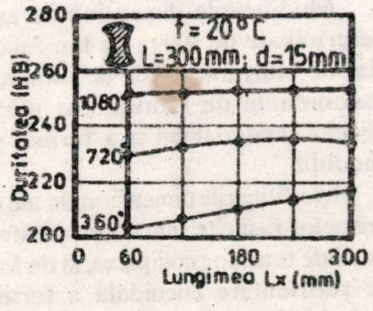


Fig. 5
Variatia duritatii materialului pe sectiunea longitudinala a probei
Hardness variation on test piece cross- section

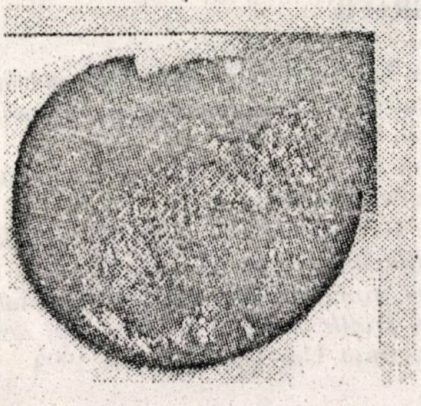


Fig. 6
Sectiunea de rupere a unei probe cu un canal, rezultata în urma rasucirii la rece cu unghiul de 1500^0
Fracture surface of a groove test piece after cold twisting with 1500^0

- analiza graficului de variatie a duritatii arata ca, în cazul rasucirii cu unghiuri de pâna la 360^0, duritatea creste de la capatul de aplicare a momentului de torsiune spre capatul opus, iar prin rasucirea cu unghiuri mai mari de 360^0 duritarea se uniformizeaza pe aproape toata lungimea probei.

Variatia neuniforma a modificarilor dimensionale în cazul rasucirii cu unghiuri mari apare, în general, ca urmare a pierderii stabilitatii probelor; pierderea stabilitatii apare, în special la probele cu un canal, datorita formei asimetrice a sectiunii transversale si la cele cu doua canale, datorita cumularii modificarilor dimensionale axiale si pe sectiune care schimba pozitia centrului de rasucire al probei; acest lucru este pus în evidenta de analiza sectiunilor rezultate prin ruperea probelor cu canale circulare, trasate pentru punerea în evidenta a modului de propagare a deformarii, la care se observa ca rasucirea pe sectiune s-a produs în jurul unui centru deplasat mult fata de centrul de simetrie al probei (fig.6).

Modificarile dimensionale axiale sunt determinate, asa cum a fost prezentat în paragraful introductiv, de starea complexa de tensiuni ce ia nastere în procesul de rasucire si de fenomenele de reorientare elicoidala a fibrelor materialului si formei profilului elicoidal. In ceea ce priveste starea de tensiuni, care constituie factorul determinant al aparitiei modificarilor dimensionale axiale, influenta cea mai mare în acest sens o au tensiunile axiale; în cazul probelor necirculare prevazute cu canale longitudinale, modificarea dimensionala axiala se produce în sensul scurtarii probelor, ceea ce indica prezenta în material, conform [1], a unor eforturi axiale de întindere.

Modificarile dimensionale ale parametrilor canalului sunt determinate, în afara factorilor prezentati anterior, de unele particularitati ale modului de curgere al materialului pe sectiunea probei. Analiza variatiei duritatii materialului pe sectiunea probei (fig.7) arata comportari diferite ale straturilor de material, atât în functie de unghiuri de rasucire, cât, mai ales în functie de pozitia acestora fata de mijlocul sectiunii, caz în care se observa cresterea pronuntata a duritatii de la centrul probei spre extremitatile acesteia la unghiuri de rasucire mici; acest din urma mod

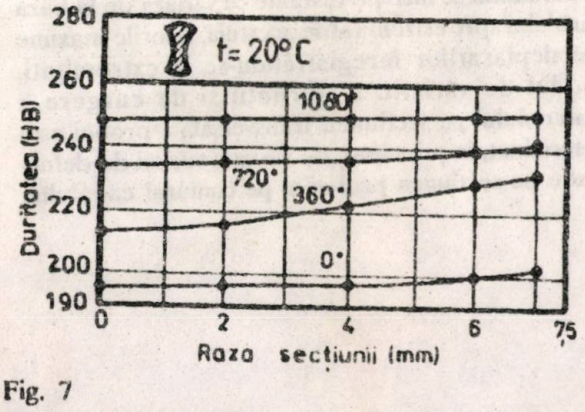


Fig. 7
Variatia duritatii materialului pe sectiunea transversala a probei
Hardness variation on test piece cross- section

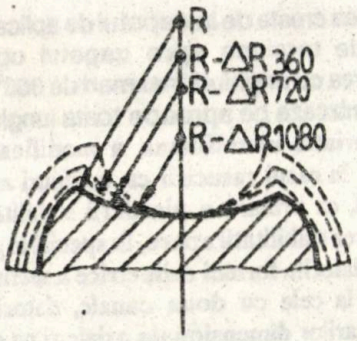


Fig. 8
Reprezentarea modului de curgere a materialului în zona canalului probei
Material flow in the groove area

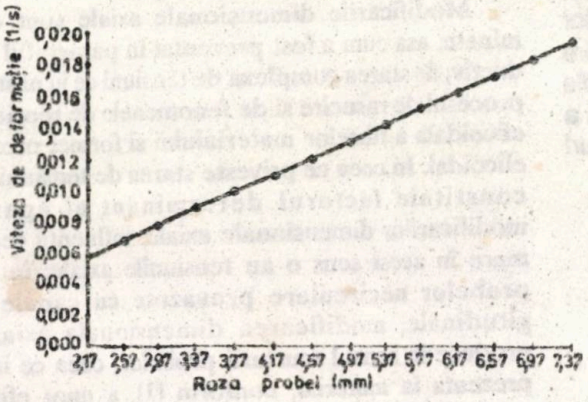


Fig. 9
Variatia vitezei de deformatie pe conturul canalului
Strain rate variation on groove contour

de variatie a duritatii indica faptul ca deformarea materialului este mai pronuntata la extremitatile sectiunii probei.

Masuratorile efectuate pentru stabilirea modificarilor dimensionale ale canalului în urma rasucirii cu diferite unghiuri indica faptul ca acesta nu-si modifica forma, ci numai dimensiunile (fig.8), respectiv raza, latimea si adâncimea; deplasarea materialului se face pe distante ce variaza de la baza canalului spre extremitatile acestuia, valorile maxime ale deplasarilor înregistrându-se la extremitati. Modul de variatie a duritatii si de curgere a materialului pe sectiunea transversala a probei este determinat, în principal, de variatia vitezei de deformatie pe sectiunea probei si pe conturul canalului; analiza variatiei vitezei de deformatie pe conturul canalului (fig.9) indica valori maxime ale vitezei la periferia probei si extremitatile canalului, fapt ce explica curgerea mai pronuntata si închiderea canalului la extremitati, respectiv modificarile dimensionale ale latimii (Δl) si înaltimii (Δh) canalului [3].

Concluzii

Deformarea plastica prin rasucire a probelor cu profile necirculare determina modificari dimensionale ale acestora în doua plane perpendiculare, respectiv scurtarea (ΔL) în plan longitudinal si închiderea canalului (Δl) si adâncimea (Δh) a acestuia în plan transversal.

Variatia modificarilor dimensionale ale probelor cu profile necirculare este neuniforma în cazul probelor cu lungimi mai mari de 250...300 mm, în cazul rasucirii cu unghiuri mai mici de 360^0 (la rece) si mai mari de 900^0 (la cald) sau 1080^0 (la rece), în cazul probelor cu sectiuni având forme nesimetrice (probele cu un canal).

Modificarile dimensionale axiale sunt determinate de starea de tensiune (în special de eforturile axiale de întindere) si de fenomenele de reorientare elicoidala a fibrelor materialului si a formei profilului elicoidal.

Modificarile dimensionale ale canalului probelor rasucite sunt determinate, în afara starii de tensiune complexe, si de fenomenul de reorientare elicoidala a formelor, de variatia vitezei de deformatie pe sectiunea transversala si pe conturul canalului probei.

BIBLIOGRAFIE

[1] **Dragan I.**: *Contributii la studiul deformabilitatii la cald a metalelor si aliajelor prin metoda torsiunii.* Teza de doctorat, I.I.Cluj, 1965

[2] **Dragan I.**: *Tehnologia deformarilor plastice* . Ed.Did. si Ped. Bucuresti, 1976

[3] **Brabie G.** : *Contributii teoretice si experimentale privind influenta geometriei si materialului semifabricatului asupra modificarilor dimensionale ale pieselor cu profile elicoidale generate prin rasucire.* Teza de doctorat, Univ.Gh.Asachi Iasi, 1993

CONTRIBUTII PRIVIND DETERMINAREA MODIFICARILOR DIMENSIONALE AXIALE ALE PROBELOR CU CANALE LONGITUDINALE DEFORMATE PLASTIC PRIN RASUCIRE

Dr.ing. Gheorghe Brabie, sef de lucrari - Universitatea din Bacau

C.Z.: 621.7.011

In procesul de deformare plastica prin rasucire, piesele sau probele solicitate sufera, ca urmare a starii complexe de tensiune ce se creeaza, modificari dimensionale axiale.

Pentru determinarea modificarilor dimensionale axiale literatura de specialitate recomanda relatia:

$$\Delta L = r\Delta\varphi\sigma/6\tau \qquad (1)$$

unde r este raza probei, $\Delta\varphi$ este unghiul de rasucire, iar σ/τ reprezinta raportul tensiunilor [1]. Aceasta relatie, care stabileste legatura dintre modificarea dimensionala si factorii principali de influenta ai acesteia (geometria probei, unghiul de rasucire si starea de tensiuni), a fost determinata în conditiile utilizarii unor probe pline având sectiune circulara de raza constanta si lungimea fixa.

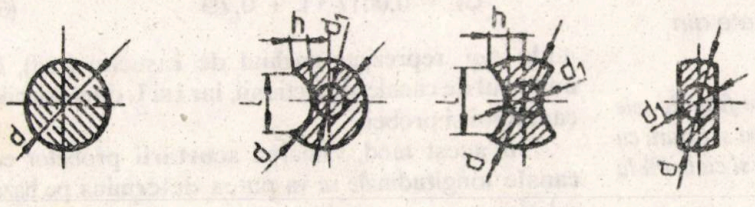


Fig. 1

Formele sectiunolor transversale ale probelor utilizate în cadrul încercarilor experimentale

Cross sections of shapes used for tests

Tabelul 1

Unghiul de rasucire (°)	Valoarea modificarii dimensionale axiale , mm				
	Determinata prin calcul cu relatia (1)	Determinata prin încercari experimentale			
		Temperatura 20/1000°C			
		Forma sectiunii transversale			
		a	b	c	d
360	1,66	0,9/2,9	1,8 / 3,4	3,2 / 6,2	4,0 / 7,8
720	3,32	1,4/4,2	4,2 / 7,2	9,5 / 13,1	11,2 / 15,5
1080	4,98	-/5,2	5,9 / 8,2	11,4 / 14,6	13,4 / 17,6

In cazul probelor crestate prin canale longitudinale, valorile modificarilor dimensionale axiale determinate prin calcul pe baza relatiei (1) difera fata de cele obtinute prin încercari experimentale. In tabelul 1 sunt prezentate valorile calculate si cele determinate experimental pentru probe având forme de sectiuni transversale (fig.1).

Din analiza valorilor prezentate rezulta concluzia ca între valorile calculate si cele determinate experimental exista diferente mari, mai ales în conditiile deformarii la cald, ale deformarii cu unghiuri mai mari de 360° si în cazul utilizarii unor forme de sectiuni transversale ale probelor diferite. Ca atare, relatia (1) nu mai poate fi aplicata în cazul probelor cu forme de sectiuni transversale de tipul celor prezentate mai sus, decât prin introducerea unor coeficienti de corectie care stabilesc legatura dintre modificarile dimensionale si factorii de influenta ce tin de geometria si materialul probelor.

Analiza influentei geometriei si materialului probelor asupra valorilor modificarilor dimensionale axiale

Incercarile experimentale, efectuate în scopul studierii influentei geometriei si materialului probei asupra modificarilor dimensionale ale probelor cu canale longitudinale [2], au prezentat urmatoarele aspecte:

- *în cazul utilizarii unor probe cu forme de sectiuni transversale diferite:*
  - *probele cu un canal (fig. 1,b) fata de cele pline (fig. 1,a) determina cresterea scurtarii cu 0,7% la 360° si cu 2% la 720°, iar probele cu 2 canale (fig. 1,c) fata de cele cu un canal determina cresterea scurtarii cu 1,2% la 360°, cu 4,4% la 720° si cu 4,6% la 1080°;*
  - *probele cu fete plane (fig. 1,d) fata de cele cu canale circulare (fig. 1,c) determina cresterea scurtarii*

cu 0,66% la 360°, cu 1,4% la 720° si cu 1,5% la 1080°;

- *în cazul utilizarii unor probe de dimensiuni diferite:*
  - *probele cu lungimea L = 200 mm fata de cele cu lungimea L = 120 mm înregistreaza o scadere a scurtarii cu 0,5% la 360°, cu 0,6% la 720° si cu 0,5% la 1080°, iar probele cu lungimea L = 300 mm fata de cele cu lungimea L = 200 mm înregistreaza o scadere a scurtarii cu 1% la 360°, cu 1,1% la 720° si cu 1% la 1080°;*
  - *probele cu diametrul d = 20 mm fata de cele cu diametrul d = 17,5 mm înregistreaza o scadere a scurtarii cu 0,06% la 360°, cu 0,1% la 720°, iar probele cu diametrul d = 17,5 mm fata de cele cu diametrul d = 15 mm înregistreaza o scadere a scurtarii cu 0,4% la 360°, cu 0,05% la 720° si cu 0,07% la 1080°;*
  - *probele cu înaltimea canalului h = 3 mm fata de cele cu înaltimea h = 3,5 mm înregistreaza o scadere a scurtarii cu 0,5% la 360°, cu 0,7% la 720° si cu 1% la 1080°, iar probele cu înaltimea canalului h = 3,5 mm fata de cele cu înaltimea h = 4 mm înregistreaza o scadere cu 1,3% la 360°, cu 1% la 720° si cu 0,9% la 1080°;*
- *în cazul utilizarii unor probe realizate din calitati diferite de materiale:*
  - *probele cu structura de recoacere fata de cele netratate înregistreaza o crestere a scurtarii cu 0,13% la 360°, cu 0,45% la 720° si cu 0,4% la 1080°;*
  - *cresterea continutului de C cu 0,2% determina micsorarea scurtarii cu 0,3% la 360°, cu 0,6% la 720° si cu 0,8% la 1080°.*

Analiza valorilor prezentate arata faptul ca factorii ce tin de geometria probelor influenteaza în masura cea mai mare valorile si variatia modificarilor dimensionale. Influenta geometriei probelor asupra modificarilor dimensionale axiale este pusa, de asemenea, în evidenta de compararea urmatoarelor date:

- la încercarile de studiere a deformabilitatii materialelor, în conditiile utilizarii unor probe de sectiune plina si dimensiuni mici, scurtarea este de maximum 5% în cazul rasucirii cu unghiuri de pâna la 1080°;
- în conditiile încercarilor efectuate pe probe cu canale longitudinale si de dimensiuni mari, pentru acelasi domeniu de variatie al unghiului de rasucire, valoarea scurtarii poate ajunge pâna la 14%, deci aproape de trei ori mai mare [2].

Din aceste motive si din cele prezentate în paragraful introductiv rezulta ca legatura dintre valorile modificarilor dimensionale calculate (ΔL_c) si cele determinate experimental (ΔL) se poate stabili prin relatia:

$$\Delta L = C \Delta L_c \qquad (2)$$

unde C este constanta ce înglobeaza influenta factorilor geometrici asupra modificarilor dimensionale; tinând seama de sensul de variatie al modificarilor dimensionale în functie de acesti factori, coeficientul C poate fi pus sub forma:

$$C = C_f . C_{dc} / C_L \qquad (3)$$

unde c_f este un coeficient ce tine seama de influenta formei sectiunii si a numarului de canale, C_{dc} este coeficientul ce tine seama de dimensiunile canalului, iar C_L este coeficientul ce tine seama de lungimea probei; luând ca baza sectiunea corespunzatoare (fig. 1,c), prin prelucrarea datelor experimentale obtinute în cazul încercarilor la cald, pentru coeficientii de mai sus s-au stabilit urmatoarele relatii analitice:

$$C_f = [-0{,}004\,(\Delta\varphi)^2 + 0{,}083(\Delta\varphi) + 0{,}66] \cdot 3{,}53 \cdot K/2 \qquad (4)$$

$$C_{dc} = 0{,}047 \cdot 1 + 0{,}54 \qquad (5)$$

$$C_L = 0{,}0017 \cdot L + 0{,}79 \qquad (6)$$

unde $\Delta\varphi$ reprezinta unghiul de rasucire (rad), K numarul de canale ale sectiunii, iar l si L dimensiunile canalului si probei.

In acest mod, valoarea scurtarii probelor cu canale longitudinale se va putea determina pe baza relatiei:

$$\Delta L = C\, r\Delta\varphi\sigma/6\tau = \frac{C_f\, C_{dc}}{C_L}\, r\Delta\varphi\sigma/6\tau \qquad (7)$$

unde coeficientul C (pentru conditiile prezentate) variaza între 1,64 si 3,94, limitele domeniului corespunzând limitelor de variatie ale parametrilor $\Delta\varphi$, L si l; în cazul deformarii la rece variatia coeficientului, pentru aceleasi limite ale parametrilor prezentati, are loc în domeniul 1,08...3,37.

Pentru determinarea rapida a valorilor scurtarii se pot utiliza monogramele prezentate în figurile 2 si 3; valoarea scurtarii este indicata în punctul de intersectie al verticalei ΔL cu dreapta ce uneste punctele care indica unghiul de rasucire si dimensiunile semifabricatului [2].

Concluzii

Modificarile dimensionale ale probelor cu canale longitudinale sunt influentate, în afara factorilor ce influenteaza în general modificarile dimensionale ale probelor rasucite, de factorii ce tin de geometria

probelor, respectiv forma sectiunii transversale si dimensiunile probelor.

Modificarea dimensionala axiala a probelor cu canale longitudinale se produce, datorita unghiurilor mari de rasucire, numai in sensul scurtarii.

Fig. 2
Nomograma pentru determinarea scurtarii probelor in cazul rasucirii la rece
Nomogram for evaluation of test piece shortening during cold twisting

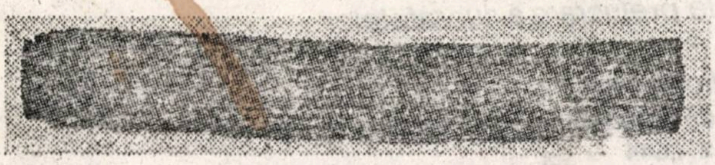


Fig. 3
Nomograma pentru determinarea scurtarii probelor in cazul rasucirii la cald
Nomogram for evaluation of test piece shortening during hot twisting

Determinarea prin calcul a valorilor modificarilor dimensionale se poate realiza pe baza relatiei:

$$\Delta L = C\tau\Delta\varphi / 6\tau$$

unde C este un coeficient ce tine seama de influenta geometriei probei (C = 1,64...3,94 in cazul deformarii la cald, respectiv C = 1,08...3,37 in cazul deformarii la rece).

BIBLIOGRAFIE

[1] **Dragan I.:** *Contributii la studiul deformabilitatii la cald a metalelor si aliajelor prin metoda torsiunii.* Teza de doctorat, I.P. Cluj, 1965

[2] **Brabie G.:** *Contributii teoretice si experimentale privind influenta geometriei si materialului semifabricatului asupra modificarilor dimensionale ale pieselor cu profile elicoidale generate prin rasucire.* Teza de doctorat, Univ. Tehnica "Gh. Asachi", Iasi, 1993

REVISTA REVISTELOR

Giesserei, *Germania, nr.2, 1994*

Sudarea fontei in cadrul finisarii pieselor turnate: Tehnologie - asigurarea calitatii - responsabilitatea producatorului, p.31

Influenta caracteristicilor materialelor de formare legate la rece cu rasini sintetice asupra cheltuielilor evitabile de la formare si dezbatere. Partea a II-a: Influenta rasinii si a durificatorului asupra timpului de prelucrare, p.37

Turnul de fonta de la Löban se afla in restaurare, p.42

Scurte informatii tehnice, p. 10

Congrese *(congresul de turnatorie din Baden- Württenberg, congresul "Barbara" - Krefeld, congresul "Ledebur" al Institutului de turnatorie - Freiberg), p.49*

Giesserei, *Germania, nr.3, 1994*

Comparatia diferitelor metode de determinare a hidrogenului in aliajele de aluminiu pentru turnatorie, p.53

Topirea fontei in cuptoare cu creuzet de productivitate mare, p.60

Folosirea la cubilouri a cocsului activ incarcat in urma utilizarii la epurare a gazelor arse, p.67

Cooperarea in cercetare - Un program al ministerului federal pentru cercetare si tehnologie, in folosul intreprinderilor mijlocii, p.70

Informatii tehnice, p.71

Informatii economice, p.78

Scurte informatii din turnatorii, p.13

EVENIMENTE INTERNATIONALE

Tabla - Japonia '95
19 - 22 aprilie 1995, Makuhari, Tokio
Organizator: Mack-Brooks Exhibitions Ltd

"Al dollea târg international al tehnologiilor de prelucrare a tablei - Tabla - Japonia '95" cuprinde urmatoarea paleta de oferte: aparate, masini, sisteme de prelucrare si procedee de manipulare, deformare si tratament al suprafetei tablei. Tabla si semifabricatele pentru tabla. Elementele masinilor pentru prelucrarea tablei. Controlul procesului si asigurarea calitatii. Procesarea datelor, utilajele de fabricatie, protectia muncii si a mediului. Asistenta tehnica.

Oftech'95 - Târg al tehnologiilor de prelucrare a suprafetelor
10-13 mai 1995, Essen
Organizator: Mack-Brooks Exhibitions Ltd

Sunt prezentate tehnologiile actuale de tratamente
Inf.telef.: (+707) 27564, Fax (+707) 275544

6-9 iulie 1995, Istanbul, Turcia
"Al treilea târg international al tehnologiilor, masinilor si produselor siderurgice si de turnatorie"

Tel (+312) 4408800 Fax (+312) 4408803 Sada Ltd sti.

19-23 iunie 1995 "Al cincilea congres european asupra otelului electric"
Paris, Franta

25 iunie - 1 iulie 1995 "Metallurgiya - Interlitmash '95" Moscova, Rusia
Tehnologii metalurgice, sârma, turnare

"Galvatech 95" 17-21 sept. '95 Chicago/S.U.A.
"A treia conferinta internationala asupra tablei zincate"

6 -9 martie 1995 Philadelphia, S.U.A. "Wire World '95"

Tel +44 (0) 926334137
Fax +44 (0) 926314755 (Anglia)

"Internoire/ WFE 95" - 28-30 martie '95 Atlanta, S.U.A.

Fax +12034538384 (S.U.A.)

Julian Szekely

CÂTEVA PERSPECTIVE ALE TEHNOLOGIILOR SIDERURGICE

In: Steel Technology International, Anglia, 1994/95

Autorul îsi prezinta opinia asupra evolutiei tehnologiei de proces si câteva idei noi, de viitor. Realizarea acestor idei va necesita cercetari laborioase si probabil asumarea mai multor riscuri decât cele acceptate de industrie pâna acum.

În evaluarea directiei evolutiei tehnologiilor noi este necesar sa se identifice principalele forte motrice ale schimbarii. In anii '50 si '60 motivatia principala era asigurarea mijloacelor de productie eficienta a unor cantitati mari de otel de calitate ridicata, de unde nasterea combinatelor siderurgice stil japonez, prototipuri fiind uzinele Kelhin ale NKK si Oita ale firmei Nippon Steel. Aceste uzine mari, eficiente din punct de vedere tehnic, având costuri foarte ridicate ale investitiei si flexibilitatea limitata par a nu mai fi la locul lor în multe tari dezvoltate, dar pot prezenta interes în situatiile în care se cer cantitati mari, de ex. în Coreea si în China.

In anii '70, criza energetica a impus îmbunatatirea serioasa a eficientei termice, aceasta devenind o foarte importanta forta motrice a tehnologiei, promovând concomitent aplicarea la scara tot mai larga a turnarii continue. Anii '70, caracterizati prin expansiune, ajungându-se la neutilizarea unei capacitati de productie destul de mari în lume, au adus clar în atentie concurenta internationala.

Pretul devenind acum un factor important, iar constructia combinatelor siderurgice foarte costisitoare, s-a ajuns la concluzia ca din punct de vedere economic pentru productia de otel beton ieftin, care a declansat dezvoltarea rapida a minioteleriilor în S.U.A. si a "otelariilor Bresciani" în Italia, combinatele nu mai sunt corespunzatoare.

Aceste miniotelarii, bazate pe folosirea deseurilor feroase au fost mult mai ieftine decât combinatele siderurgice (probabil mai putin de un sfert din costul acestora), au avut nevoie de mai putina forta de munca, iar uzinele nou construite, nepresate de sindicate au adoptat metode manageriale mult mai flexibile.

Dezvoltarea rapida a miniotelariilor dupa anii '70 este ilustrata în figura 1 unde se prezinta cresterea productiei de otel electric (EAF) în cadrul productiei totale de otel.

De la începutul anilor '80, problemele ecologice au capatat importanta crescânda si se sustine în general ca în tarile dezvoltate respectarea normelor ecologice a dus la cresterea cu 20-30% a costului investitiei la noile uzine, aceste restrictii constituind un stimulent important al multor bugete de cercetare.

Otelaria ideala a mijlocului deceniului actual, în tarile dezvoltate, va trebui:

- ♣ sa afecteze în masura mica mediul, sa fie eficienta si sa se bazeze pe recirculare;
- ♣ sa necesite investitii mici, dar sa fie dotata cu senzori moderni si cu controlere optime de proces;
- ♣ sa asigure o capacitate flexibila de productie;
- ♣ sa aiba o productivitate ridicata a muncii;
- ♣ sa se gaseasca aproape de client;
- ♣ sa poata sa se extinda cu noi linii de productie si sa-si schimbe profilul.

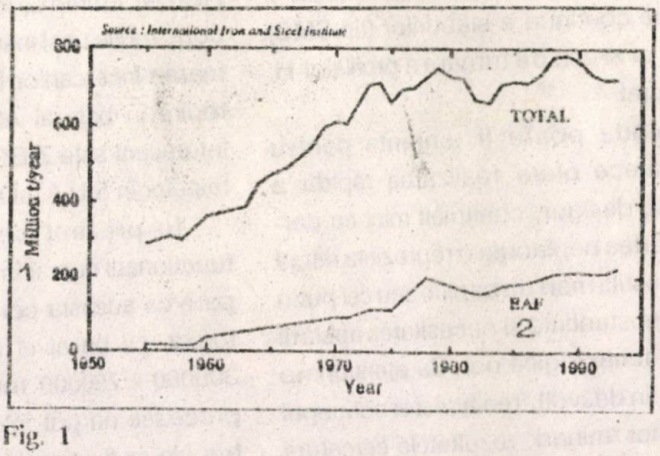


Fig. 1

Productia mondiala de otel brut si productia de otel electric inclusa:
1 - milioane tone/an; 2 - cuptor electric cu arc

In privinta profilului, miniotelariile au fost mai apropiate de acest concept decât combinatele, deoarece se bazeaza pe folosirea deseurilor, au mai putine probleme cu poluarea, folosesc mai putina energie si datorita factorilor tehnologici si organizatorici au o mai mare productivitate a muncii. Intr- adevar, cele mai multe perfectionari tehnologice au fost legate de miniotelarii.

Se poate sustine ca programul de dezvoltare aplicat de HYLSA la Monterey, în Mexic, unde se foloseste reducerea directa (realizând probabil ceva carbura de fier), cuptorul electric cu arc de c.c si cu sistem Fuchs de recuperare a energiei precum si turnarea continua în sleburi (tip SMS) reprezinta o abordare buna a combinarii locale a tehnologiilor moderne.

Datorita capitolului foarte ridicat implicat, sistemul inovatiilor în siderurgie a fost relativ lent. Intr-adevar, s-a spus ca intervalul între prima demonstratie si generalizarea implementarii a fost de 15 ani sau chiar mai mult în cazul marilor inovatii ca elaborarea în convertizor cu oxigen si turnarea continua. In prezent, ritmul implementarii unora din tehnologiile noi pare a fi destul de rapid. Ruta clasica de cercetare-dezvoltare a cuprins de obicei studii de laborator, urmata de cercetari în statia pilot, o instalatie demonstrativa si apoi aplicarea la scara industriala. Cu exceptiile notabile ale Japoniei si Coreei, majoritatea combinatelor si-au redus eforturile de cercetare sau chiar le-au eliminat, iar miniotelariile nu au abordat niciodata cercetarea de laborator.

Asa cum s-a încercat la Nucor Steel si la Chaparal Steel a aparut o noua metoda de testare a unor concepte noi la scara uzinala. Acest efort a fost încununat de succes în unele cazuri cum ar fi masina de turnare continua a sleburilor (tip SMS) introdusa la Nucor si cea de turnare a profilelor H, realizata la Chaparal.

Aceasta metoda poate fi tentanta pentru producatori deoarece ofera realizarea rapida a noilor concepte si, desigur, cheltuieli mici cu cercetarea directa. Partea neplacuta o reprezinta riscul nereusitei unei investitii mari de capital sau cel putin al unor cheltuieli substantiale si necesitatea apelarii la furnizori pentru tehnologiile noi. Ca atentionare sugeram totusi ca, în dezvoltarea acestor conceptii inovative de fapt noi "minari" rezultatele cercetarii fundamentale sunt efectuate în anii '60 si '70. Odata cu acest abandon otelul poate deveni vunerabil la materialele concurente.

Inovatiile

Elaborarea otelului în combinate

Este foarte putin probabil ca se vor construi noi combinate siderurgice în tarile dezvoltate, desi acestea au într-adevar capacitatea de a produce laminate plate de calitate din otel pornind de la materiile primare. In plus, cel putin în principiu, combinatele siderurgice au personal specializat si laboratoare pentru testarea unor idei si concepte noi.

Desi furnalul este un producator extern de eficienta de fonta, "calcâiul lui Ahile" la aceasta tehnologie îl reprezinta producerea cocsului, care pune numeroase probleme grave de poluare. Dificultatile pe termen lung ale elaborarii cocsului sunt considerate de multi ca însurmontabile si din acest motiv, s-a lucrat intensiv la realizarea unor metode alternative de elaborare a fontei si a otelului care sa nu se bazeze pe cocs. Mare parte din eforturi au fost initiate acum câteva decenii dar urgenta lor reala se manifesta în prezent.

Genetic, toate aceste tehnologii se bazeaza pe acelasi principiu al introducerii de fier (partial redus), carbunelui si fondantilor într-un cuptor pentru productia de fonta topita si a unui gaz reductor suplimentar. Dintre aceste tehnologii procedeul Corex a devenit aplicabil la scara industriala, având o uzina în functiune în Africa de Sud, una în constructie în Coreea de Sud si altele în stadii diferite de constructie. În Japonia, procedeul DIOS este cel adoptat, în Australia se lucreaza la tehnologia Hismelt, în timp ce în S.U.A. este în curs de finalizare constructia unei instalatii demonstrative dupa efectuarea încercarilor în statia pilot a procedeului de topire în baie al AISI. Un alt procedeu probabil interesant este Z-BOP din Rusia care a fost supus testelor în S.U.A. si Africa de Sud.

In prezent se dispune de date asupra functionarii numai în privinta sistemului Corex si se pare ca aceasta constituie o sursa buna de fonta topita, cu un nivel al productiei pe instalatie de 300000 - 750000 tone pe an. In prezent, aceste procedee nu pot înlocui elaborarea în furnal, dar trebule sa fie construite suplimentar în combinate pentru a compensa cererea de fonta topita. Nu este

clar daca Corex sau alta tehnologie noua în curs de perfectionare va constitui un înlocuitor total al furnalului. Intr-adevar, o astfel de evolutie nu este foarte probabila. Totusi, exista câteva concepte noi care ar combina procedeul Corex sau alte tehnologii asemanatoare cu generarea concomitenta de energie electrica, aceasta constituind o alternativa promitatoare.

S-au produs multe realizari importante în domeniul elaborarii otelului în furnal, printre care injectia de praf de minereu si de carbune, elaborarea otelului cu cantitate mica de zgura, functionarea cu cantitate mica de Si, realizarea de oteluri cu continut de carbon extrem de redus, introducerea inteligentei artificiale etc.

Dar acestea trebuie privite doar ca perfectionari si nu ca inventii tehnologice deosebite. De aceea nu vom aborda în continuare discutarea acestor probleme.

Miniotelariile si elaborarea otelului în cuptorul electric cu arc

In anii '80, firmele care au folosit miniotelarii pe baza de deseuri feroase au intervenit drastic pe piata otelului în privinta productiei ieftine de fier beton si de alte marci nepretentioase de otel. Obiectivul major al miniotelariilor bazate pe deseuri feroase a fost extinderea cu linii mari profitabile pentru realizarea, de exemplu, de profile H si a altor produse speciale si, în final, a laminatelor late, concomitent cu mentinerea unei productivitati si reducerea la minimum a poluarii.

Noile realizari tehnologice importante au abordat aceste probleme. Cresterea foarte rapida a capacitatilor miniotelariilor din S.U.A. si mai recent din Japonia a realizat o piata foarte atractiva pentru aceste tehnologii. La fel de interesant este si faptul ca, desi aceste miniotelarii au suportat riscurile legate de aplicarea acestor noi tehnologii, ele nu au suportat cheltuielile de cercetare si dezvoltare.

Alternative la deseurile feroase. Un factor cheie care a limitat utilizarea tehnologiilor bazate pe deseuri feroase pentru productia de tabla subtire de calitate superioara a fost continutul ridicat de elemente nedorite al deseurilor feroase. Aceasta problema a fost depasita prin folosirea de fier redus direct (DRI) drept componenta partiala a sarjei. Astfel de solutii sunt fezabile în S.U.A. datorita accesului usor la cantitati mari de DRI, realizat în Mexic si Venezuela, unde pretul gazului natural este suficient de redus. In Taiwan si Japonia, folosirea fontei brute cumparata la preturi mici din Europa de Est pare a fi o solutie temporara a acestei dileme.

O alternativa posibil atractiva la deseurile feroase o constituie utilizarea carburii de fier drept componenta partiala a sarjei cuptorului electric. In aceste conditii, continutul în carbon al sarjei poate constitui un combustibil valoros, usor accesibil,reducând astfel substantial atât durata elaborarii cât si necesarul de energie electrica.

In acelasi timp, CO degajat pe timpul topirii acestor carburi poate asigura o agitare benefica si un ajutor în îndepartarea impuritatilor.

Carburile de fier pot fi produse în mai multe moduri. Nucor construieste în Trinidad o instalatie de productia de 300000 tone pe an, având la baza gazul natural ca reductor si sursa de carbon si folosind o noua tehnologie de pat fluidizant. HYL, realizatorul uneia din cele mai bune tehnologii de elaborare a DRI pe baza de gaz natural, a demonstrat ca carburile de fier, mai precis buretele de fier care contine pâna la 4,5% carbon legat chimic poate fi realizat prin modificarea tehnologiei HYL actuale.Conform calculelor prezentate de HYL, costul acestor pelete de carburi de fier ar fi ceva mai mic datorita necesarului mai mic de energie si productivitatii mai mari a cuptorului. SIDOR, un producator venezuelean de otel, inventatorul procedeului AREX, care produce si burete de fier,

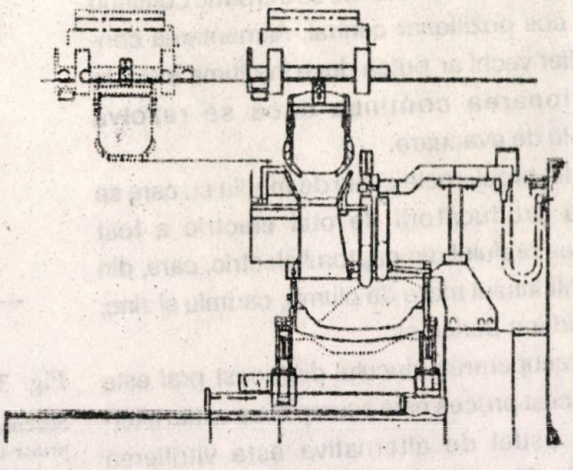


Fig. 2

Sistemul Fuchs cu cosul desupra cuptorului electric în care se introduc deseurile feroase

a sugerat ca si aceasta tehnologie poate fi modificata pentru eleborarea de carburi de fier.

Se considera ca, într-o forma oarecare, carburile de fier vor juca un rol important în elaborarea otelului. Intr-adevar s-a sugerat ca deoarece topirea unei sarje de carbura de fier ar fi complet autotermica, carbura de fier ar putea constitui o componenta ideala a sarjei pentru elaborarea în mod continuu a otelului.

Realizari în elaborarea otelului. Una din cele mai importante realizari noi în elaborarea otelului cu cuptoare electrice a fost introducerea unor cuptoare electrice cu arc de c.c. mari (150 MW sau peste) care sa le înlocuiasca pe cele de c.a. Aceste cuptoare cu arc de c.c. reduc consumul de electrozi, dimensiunile arcurilor porozite si au o functionare mult mai stabila.

Alte realizari ce mai pot fi constatate sunt instalarea sistemelor de recuperare complexa pentru gazul de furnal, inclusiv sistemele Consteel si Fuchs. Acest ultim sistem, prezentat în figura 2, cuprinde introducerea deseurilor în cuptor printr-o cuva verticala si folosirea gazelor evacuate pentru preîncalzirea deseurilor la 950-1200^{0}C. Aceasta tehnologie, care a fost demonstrata la scara uzinala la Sheermes Steel, ar putea economisi pâna la 1200 kwh/t pe lânga cresterea productivitatii cuptorului si reducerea emisiilor de praf.

Evacuarea excentrica pe furnal devine norma pentru noile instalatii iar agitarea cu argon este luata în considerare de multi siderurgisti.

Un alt concept nou interesant a fost prezentat de corporatia IHI din Japonia, care a propus noul model de cuptor din figura 3, în care se folosesc doi electrozi, iar deseurile feroase se introduc continuu printr-un cos pozitionat central. Alimentarea continua cu fier vechi ar putea duce în ultima instanta la functionarea continua daca se rezolva problemele de evacuare.

Una din problemele chele de mediu cu care se confrunta producatorii de otel electric a fost depozitarea prafului din cuptorul electric, care, din cauza continutului mare de plumb, cadmiu si zinc, este considerat periculos.

Desi recuperarea zincului din acest praf este posibila, acest proces este scump si se cauta alternative. O astfel de alternativa este vitrifierea propusa de Glassification International împreuna cu Oregon Steel. Prin aceasta metoda praful din cuptorul electric este topit cu formatori de sticla într-un cuptor cu rezistenta micsorata iar frita inerta rezultata poate fi folosita ca agent de sablare sau abraziv. Aceasta metoda pare a fi mult mai eficienta decât sistemele de recuperare a zincului.

Turnarea la forma aproape finita

De la patentul lui Bessemer de acum aproape o suta de ani, turnarea continua a fost constant în atentia siderurgistilor. Paradoxal, dupa multi ani de cercetari ale combinatelor siderurgice, prima aplicare uzinala a acestei tehnologii a facut - o miniotelarie, Nucor Steel, care, cu un risc considerabil a realizat-o la scara pilot si apoi la cea uzinala. Procedeul SMS- Nucor, prezentat în figura 4 prin care se produc sleburi subtiri de numai 50 mm grosime si pâna la 1350 mm latime este acum considerat drept tehnologie normala pentru obtinerea tablei subtiri. Desi prin acest procedeu de turnare nu se realizeaza nici tabla subtire pentru caroserii auto, multi producatori cred ca acest nivel va fi atins curând.

Nu este clar daca va avea justificare economica înlocuirea masinilor de turnare continua conventionale cu sistemul SMS. Totusi, în privinta noilor uzine sau a înlocuirii celor vechi, sistemul SMS are multe de spus.

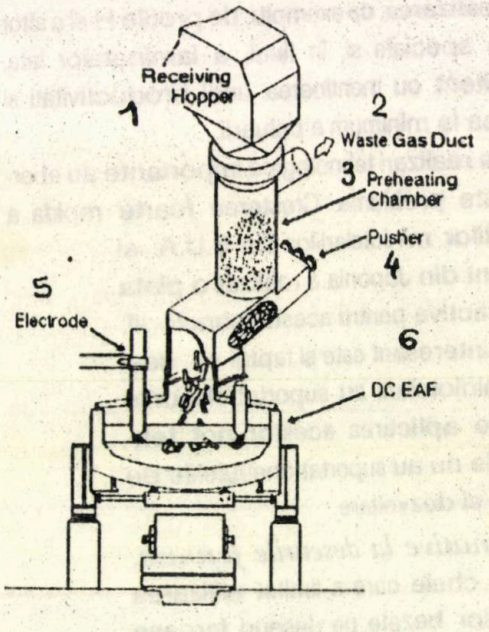


Fig. 3

Sistemul IHI cu cei doi electrozi si încarcarea deseurilor feroase printr-un cos central: 1 - pâlnie de încarcare; 2 - conducta de gaze evacuate; 3 - camera de preîncalzire; 4 - împingator; 5 - electrod; 6 - cuptor electric cu arc de c.c.

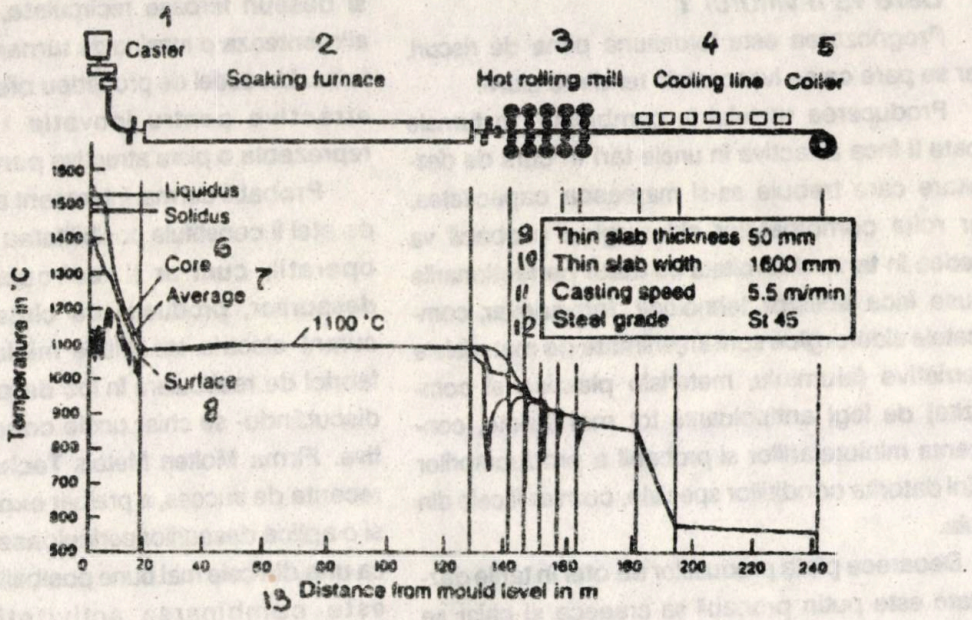


Fig. 4

Instalatia SMS CSP si profilele de temperatura pe linie: 1 - masina de turnare continua; 2 - cuptor de inmuiere; 3 - laminor la cald; 4 - linie de racire; 5 - bobinator; 6 - miez; 7 - medie; 8 - suprafata; 9 - grosimea slebului subtire; 10 - latimea slebului subtire; 11 - viteze de turnare; 12 - marca de otel; 13 - distanta de la nivelul cristalizorului, m.

Alte sisteme bune la scara industriala de turnare la forma aproape finita sunt cele de turnare a profilelor H folosite de Chaparal Steel, Nucor-Iamato Steel (S.U.A.), Jamato Steel (Japonia), Tung-Ho Steel (Taiwan).

Alte realizari sunt în faza de statie pilot. Aici s-ar putea comenta tehnologia de turnare a sleburilor subtiri de la Danieli si realizarea foarte interesanta prezentata de Chaparal Steel si de Mannesman Demag, care ar presupune turnarea sleburilor si reducerea lor ulterioara rapida pe aceeasi linie, având ca rezultat reducerea puternica a investitiilor si a timpului de expunere la aer a suprafetei.

Turnarea directa a benzilor este si ea în atentie, dar pâna în prezent au fost semnalate succese reale în functionare numai în privinta anumitor marci de otel inox.

In aceasta privinta tehnologia Allegheny Ludlum-Voest Alpine, care are o singura masina cu cilindri a progresat mult ajungând la scara semiindustriala. S stemul cu doi cilindri, pentru turnarea otelului inox este în atentia multor firme de mult timp. Principalii protagonisti sunt Nippon Steel, Posco, Krupp Stahl, British Steel, Usinor si multi altii.

Totusi, desi s-a cercetat multi ani, tinta finala nu a fost atinsa.

In sens generic atât procedeul de turnare a sleburilor subtiri cât si cel de turnare a tablei subtiri au o caracteristica comuna, eliminarea laminarii intermediare si de aici economiile energetice, de capital si de functionare. O alta caracteristica potential interesanta o constituie faptul ca sistemul poate fi total introdus în atmosfera inerta si de aici evitarea oxidarii suprafetei si reducerea la minimum a decaparii si a tuturor problemelor legate de depozitarea decapantului uzat.

Concomitent, principalele probleme comune acestor tehnologii, care trebuie rezolvate, sunt reducerea minima necesara producerii unei anumite grosimi si modul de rezolvare a vitezelor foarte mari superficiale necesare realizarii unor nivele rezonabile ale productiei.

In final, în contextul turnarii la forma aproape finita, trebuie mentionata si obtinerea pieselor prin atomizare. Aceasta pare a fi o tehnologie interesanta pentru prelucrarea otelurilor speciale, îndeosebi pentru obtinerea de tevi si bare, totusi este imposibil ca ea sa fie interesanta pentru productia de tabla sau benzi din cauza rebuturilor mari si a calitatii mai slabe a suprafetei

Care va fi viitorul ?

Prognozarea este totdeauna plina de riscuri, dar se pare ca se ivesc unele tendinte clare.

Producerea otelului în combinate, în furnale poate fi înca atractiva în unele tari în curs de dezvoltare care trebuie sa-si mareasca capacitatea, dar rolul combinatelor siderurgice probabil va scadea în tarile dezvoltate cu toate perfectionarile aduse înca acestor tehnologii. Intr-adevar, combinatele siderurgice sunt amenintate de materialele alternative (aluminiu, materiale plastice si compozite) de legi antipoluante tot mai stricte, concurenta miniotelariilor si probabil a producatorilor ieftini datorita conditiilor speciale, cum ar fi cele din Rusia.

Deoarece piata produselor de otel în tarile dezvoltate este putin probabil sa creasca si chiar se poate restrânge, se poate întrevedea reducerea productiei combinatelor siderurgice în aceste tari. Diferitele procedee ingenioase de elaborare prin reducere directa a fontei pentru convertizorul bazic cu oxigen nu vor modifica semnificativ acest tablou.

Majoritatea analistilor prognozeaza dezvoltarea în continuare a miniotelariilor îndeosebi daca metodele de obtinere a materiei prime alternative (de ex. carbura de fier) vor avea succes. Ca viziune pentru viitor este cuptorul cu arc de c.c. alimentat cu un amestec de materiale (de ex. carburi de fier) si deseuri feroase recirculate, care la rândul lui alimenteaza o masina de turnare în forma aproape finita. Un astfel de procedeu ofera unele posibilitati atractive pentru inovatia tehnologica si-ar reprezenta o piata atractiva pentru noi tehnologii.

Probabil cel mai interesant aspect al productiei de otel îl constituie posibilitatea integrarii ei cu alte operatii, cum ar fi recircularea, prelucrarea deseurilor, productia de ciment, generarea de curent electric etc. Multe miniotelarii îsi zic deja fabrici de recirculare în loc de producatori de otel discutându- se chiar unele concepte foarte atractive. Firma Molten Metals Technology, o aparitie recenta de succes, a preluat experienta siderurgiei si o aplica deseurilor periculoase. Se poate sustine ca una din cele mai bune posibilitati pe termen lung este combinarea activitatiilor curente a producatorilor de otel cu alte operatii desfasurate la temperaturi înalte unde exista importante posibilitati de inventii. Aceasta le-ar permite sa exploateze la maximum posibilele sinergii si baza intelectuala înca existenta în industrie în privinta comportamentului materialelor solide si lichide la temperaturi ridicate.

Realizarea acestor noi idei necesita multa munca de cercetare si probabil asumarea unui risc suplimentar decât în trecut. Totusi, riscul cel mai mare ar fi daca nu s-ar exploata aceste posibilitati.

REVISTA REVISTELOR

Revue de Métallurgie, *Franta, nr.11, 1993*

- *Evolutia, situatia la zi si viitorul elaborarii otelului, p.1439*
- *Studiu teoretic si experimental al îmbunatatirii structurii metalice a cuptoarelor de cocsificare, p.1451*
- *Rezultatele testelor de etanseitate a cuptoarelor electrice cu arc la Unimetal Neuves - Maisons, p.1463*
- *Perfectionarea tehnologiei de turnare cu mare viteza pe o masina de turnare continua experimentala, p.1475*
- *Încercarile de turnare printre doi cilindri la Thyssen Stahl AG si Irsid, p.1483*
- *Nou dispozitiv de masurare a profilului grosimii marginilor pe laminorul la rece cu 5 caje de la Sollac Florange, p.1493*
- *Controlul planitatii benzii la laminarea la rece; precizia masuratorilor, p.1501*
- *Bariere de siguranta din otel pe autostrazi si pe drumuri, p.1509*
- *Tabla zincata, material recirculabil, p.1521*
- *Împiedicarea emisiilor de praf pe timpul operatiilor metalurgice prin inertizarea atmosferei ambiante cu CO_2 solid, p.1529*

zinsider

s. a.

Cooperates for construction and
ehabilitation of metallurgical plants,
oth in Romania and abroad,
vith reputed companies, specialized
n technology abd manufacturing of
quipment for iron and steel industry.

Sider Foreign trade Company

Bd. Republicii, Phone 613 29 59, P. O. B. 2, Fax. 312 39 02;
Cable UZEXIM - Bucharest, Romania

Este societatea Dvs. în masura sa
tina pasul cu tehnologiile moderne?

Cereti imediat materialele editate
de CIDMET - SIDEROM

PENTRU A fi INFORMAT

Sidex

Iron and Steel Complex of Galati

Manufactures and exports for you

Hot Rolled Flat Products

- Ordinary steel strips and plates for constructions
- Fine grained steel strips nad plates for welded constructions
- Atmospheric corrosion resistant steel strips and plates
- Shipbuilding steel plates
- High quality carbon steel strips and plates for machine building
- Steel plates for boilers and pressure vessels
- Steel strips and plates for cold bending and deep drawing
- Steel strips and plates for side bars and other parts with small bending radius
- Steel plates for mining equipment
- Stainless steel strips and plates and refractory steel for nuclear and aeronautical industry
- Steel strips and plates for automobile rims

Other Products

- Liquid and gas oxygen
- Liquid and gas nitrogen
- Liquid and gas argon
- Granulated blast-furnace slag
- Non-iron slag

Steel Semi-products

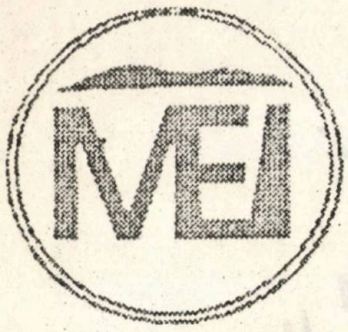
- Continuous cast or rolled slabs
- Continuous cast blooms
- Rolled billets
- Coke-chemical products
- Blast furnace coke
- Ferro-alloys coke
- Fine coke
- Coke-chemical ammonia sulphate
- Concentrated ammonia water
- Coal tar
- Technical ammonia
- Aromatic fractions
- Coke plant technic sulphur
- Pit coal tar
- Pit coal creosote for carbon black
- Coke-chemical absorption oil
- Phenolic fraction
- Crude anthracene
- Naphthalene
- Technical ferric sulphate
- Bitum

Cold Rolled Sheet

- Thin steel strips and sheets for cold formed shapes and welded pipes
- Sheets and strips for deep drawing
- Steel sheets and strips for car industry and ships

A life experience on the steel market and many friends in the steel bussines!

str. Siderurgistilor 1, Galati 6200, Tel:036 43.19.00, Telex 51 257



MEI

Your most reliable trading partner

Metalexportimport S. A. is a specialized foreign trade company, the most important exporter of metallurgical products in Romania.

Metalexportimport S. A.

EXPORTA:

- tabla medie si groasa, inclusiv tabla navala (hot rolled heavy plates, including shipbuilding plates);
- tabla subtire laminata la rece (cold rolled steel sheets);
- tabla zincata (galvanized steel sheet);
- tabla transformator (cold rolled-oriented grain silicon steel strip);
- profile otel laminate la cald UNP, INP, corniere, otel rotund, patrat (hot rolled steel profiles-channels joists, angles, round, flat bars);
- otel beton si sârma laminata (reinforcing steel bars and wire road);
- sârma trasa din otel (drawn steel wire);
- electrozi sudura (welding electrodes);
- cuie (nails);
- lanturi industriale (industrial chaines);
- cabluri tractiune (wire ropes);
- sârma si toroane beton precomprimat (steel wire for prestressed concrete and stress relieved steel wire strands);
- cord metalic (brass plated steel cord for tyres);
- sârma taloane (bronze plated steel wire);
- tevi conducta (seamless line pipes);
- burlane foraj (casing);
- tevi sudate (welded pipes);
- blocuri aluminiu si laminate aluminiu (aluminium ingots and aluminium products)

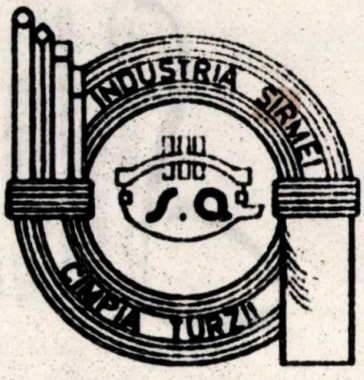
IMPORTA:

- cocs (coke);
- carbune cocsificabil (coaking coal);
- materiale refractare (refractory products);
- minereu de fier (iron ore);
- feroaliaje (ferroalloys);
- neferoase blocuri (nonferrous ingots);
- alte materii prime necesare industriei metalurgice (other raw materials for metallurgical industry)

We guarantee quality and competitiveness!

Metalexportimport S. A.

Bucharest - Romania, 21 - 25 Mendeleev Street
Phone: 01/3120447, 01/659606; Telex: 11515;
Fax :11515



S. C. INDUSTRIA SARMEI S.A.,

romanian leader

in wire and wire products,

offers a wide range of products

» sârma pentru cuie	» nail wire
» cuie	» nails
» sârma zincata	» galvanised wire
» sârma ghimpata	» barbed wire
» bare laminate	» rolled bars
» bare calibrate	» calibrated bars
» sârma pentru sudura	» welding wire
» electrozi de sudura	» welding electrodes
» flux de sudura	» welding flux
» conductori electrici	» electric leads
» sârma pentru talon auto	» bead wire
» sârma pentru beton precomprimat	» prestressed concrete wire
» toron pentru beton precomprimat	» prestressed concrete strand
» cabluri de tractiune	» drag ropes
» filiere	» drawing dies
» piese sinterizate din carburi	» sintered carbide components

Pentru relatii suplimentare rugam sa va adresati la sediul firmei:

For details please contact us at :

S. C. INDUSTRIA SARMEI S. A.

str. Laminoristilor nr. 145

3351, CAMPIA TURZII

telefoane: **064-193253-Director Comercial - Trade Manager**

064-193254-Sef Serv.Import-Export - Import - Export Dept. Head

064-368128-Sef Serv.Desfacere - Sales Manager

064-368661

telex: **31282**

fax: **064-367460**

IMPORTANT PRODUCATOR DE

LAMINATE FINITE DIN OTEL

SIDEX

sub forma de:

Tabla si banda laminata la cald

Tabla groasa

Tabla si banda laminata la rece

Tevi sudate longitudinal cu diametre cuprinse in gama 508 - 1420 mm

destinate:

Industriei chimice, petrochimice si a gazelor naturale

Industriei electronice

constructiei de masini grele, nave maritime si fluviale, utilaje

fabricilor de produse de larg consum (autoturisme, frigidere, masini de spalat, aragaze, obiecte casnice)

SIDEX S.A.

GALATI - ROMÂNIA

Str. Smârdan, nr. 1
6200 - Galati - România
Tel: 40 - 36 43.19.00
Fax: 40-36-43.20.17; 46.49.16
Telex: 51257; 51312

Inregistrat la Registrul Comertului Nr. J 17/21/1991
Cod Fiscal: 1639739 B C R. Galati

MUSZAKI INFORMÁCIÓS KÖZPONT ÉS KÖNYVTÁR 1883 ORSZÁGOS

Your most reliable trading partner

Metalexportimport S. A. is a specialized foreign trade company, the most important exporter of metallurgical products in Romania.

Metalexportimport S. A.

EXPORTA:

- tabla medie si groasa, inclusiv tabla navala (hot rolled heavy plates, including shipbuilding plates),
- tabla subtire laminata la rece (cold rolled steel sheets);
- tabla zincata (galvanized steel sheet);
- tabla transformator (cold rolled-oriented grain silicon steel strip);
- profile otel laminate la cald UNP, INP, corniere, otel rotund, patrat (hot rolled steel profiles-channels joists, angles, round, flat bars);
- otel beton si sârma laminata (reinforcing steel bars and wire road);
- sârma trasa din otel (drawn steel wire);
- electrozi sudura (welding electrodes);
- cuie (nails);
- lanturi industriale (industrial chaines);
- cabluri tractiune (wire ropes);
- sârma si toroane beton precomprimat (steel wire for prestressed concrete and stress relieved steel wire strands);
- cord metalic (brass plated steel cord for tyres);
- sârma taloane (bronze plated steel wire);
- tevi conducta (seamless line pipes);
- burlane foraj (casing);
- tevi sudate (welded pipes);
- blocuri aluminiu si laminate aluminiu (aluminium ingots and aluminium products)

IMPORTA:

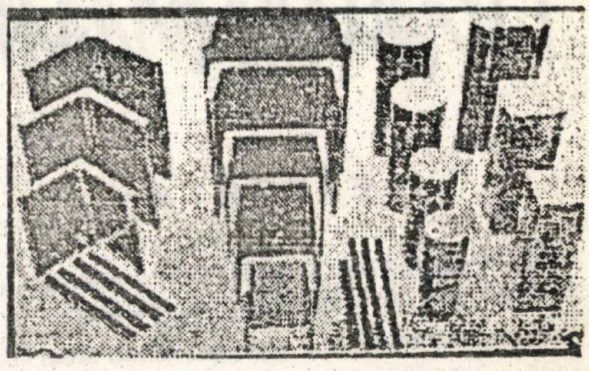
- cocs (coke);
- carbune cocsificabil (coaking coal),
- materiale refractare (refractory products)
- minereu de fier (iron ore);
- feroaliaje (ferroalloys);
- neferoase blocuri (nonferrous ingots),
- alte materii prime necesare industriei metalurgice (other raw materials for metallurgical industry)

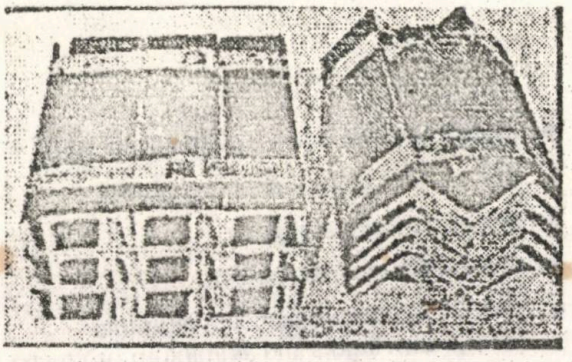
We guarantee quality and competitiveness!

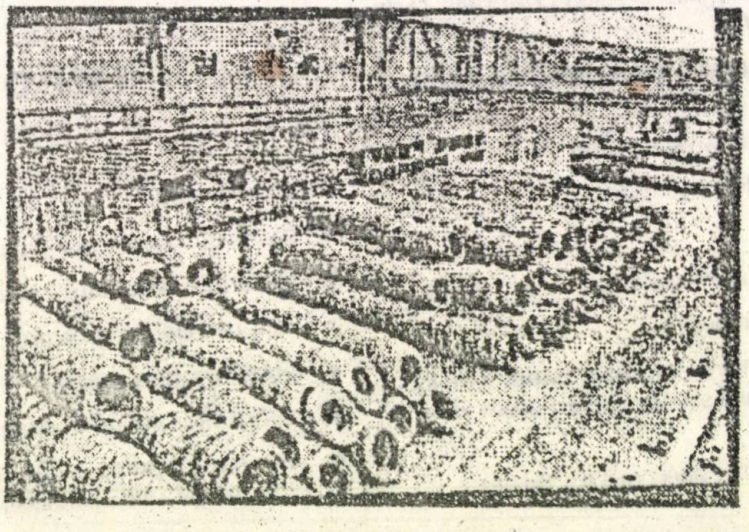
Bucharest - Romania, 21 - 25 Mendeleev Street
Phone: 01/3120447, 01/6595060; Telex 11515,
Fax 01/3120446

If you'd like to know more about us, please write, call or fax:
B-dul Independentei no. 8, 5300 Focsani, Romania
Tel.: 037/614702
Telex: 53257
Fax: 037/613823

LAMINORUL S. A. Focsani, România, is a rolling mill established as a joint stock company.
Equipped with modern plants, it makes high quality products to NID and/or Romanian standards.







We are specialized in medium size profiles, wire rod and concrete carbon steel.
The gauges produced meet almost any standard specified by customers.

The chemical composition and mechanical properties of the rolled steel are controlled by our own specialized laboratories.

"SIDEROM" S. A., societate comerciala de strategie, cu sediul în Bucuresti,
str. Mendeleev, nr. 21 - 25, sector 1,
telefon: 01/6 59 65 35,
telefax: 01/3 12 42 76; 01/3 12 42 78; 01/3 12 42 80

produce si comercializeaza prin cele 56 de societati comerciale asociate urmatoarele:

- *laminate finite lungi din otel deformate la cald;*
- *table si benzi din otel laminate la cald si la rece;*
- *table si benzi din otel acoperite;*
- *bare din otel deformate la rece;*
- *profile din otel îndoite la rece;*
- *sârme din otel trefilate si produse din sârma;*
- *produse din aliaje speciale, inclusiv rezistive;*
- *tevi din otel sudate longitudinal, trase sau laminate la rece;*
- *electrozi si fluxuri de sudura;*
- *feroaliaje;*
- *produse cocsochimice;*
- *produse carbunoase;*
- *diverse produse de uz industrial, agricol si casnic;*
- *activitate de consulting si service în domeniile engineering, comercial, financiar-contabil,management, juridic, relatii sociale, informare si documentare de specialitate.*

"SIDEROM" S. A., holding - type strategy company, with head offices in Bucharest,
21 - 25, Mendeleev st., sector 1,
telephone: 01/6 59 65 35,
telephaxes: 01/3 12 42 76; 01/3 12 42 78; 01/3 12 42 80

provides and supplies through its 56 associated companies:

- *hot-rolled steel sections;*
- *hot-rolled and cold-rolled sheets and strips;*
- *coated sheets and strips;*
- *cold-drawn steel bars;*
- *cold-bent steel sections;*
- *rolled and drawn wire and wire products;*
- *special alloys products, including resistive strip and wire;*
- *longitudinally welded tubes and pipes, both cold-rolled or drawn;*
- *welding electrodes and fluxes;*
- *ferro-alloys;*
- *metallurgical coke and by-products;*
- *graphite electrodes;*
- *different products of industrial, agricultural and housekeeping purpose;*
- *consulting and assistance for: engineering, trade, marketing, finance, management, legislation, social relations information and know-how in specific branches.*

Procurându-va cataloagele complete si vizitând microexpozitia de la sediul nostru puteti capata raspunsuri la toate întrebarile dumneavoastra referitoare la posibilitatile siderurgiei românesti.

Please take opportunity to purchase our catalogues and to visit the micro-exhibition which is located in our head-offices, in order to receive the answer to your questions, regarding the posibilities of the romanian iron and steel industry.

SIDEROM *at your disposal !*

Your most reliable trading partner

Metalexportimport S. A. is a specialized foreign trade company, the most important exporter of metallurgical products in Romania.

Metalexportimport S. A.

EXPORTA:

- tabla medie si groasa, inclusiv tabla navala (hot rolled heavy plates, including shipbuilding plates);
- tabla subtire laminata la rece (cold rolled steel sheets);
- tabla zincata (galvanized steel sheet);
- tabla transformator (cold rolled-oriented grain silicon steel strip);
- profile otel laminate la cald UNP, INP, corniere, otel rotund, patrat (hot rolled steel profiles-channels joists, angles, round, flat bars);
- otel beton si sârma laminata (reinforcing steel bars and wire road);
- sârma trasa din otel (drawn steel wire);
- electrozi sudura (welding electrodes);
- cuie (nails);
- lanturi industriale (industrial chaines);
- cabluri tractiune (wire ropes);
- sârma si toroane beton precomprimat (steel wire for prestressed concrete and stress relieved steel wire strands);
- cord metalic (brass plated steel cord for tyres);
- sârma taloane (bronze plated steel wire);
- tevi conducta (seamless line pipes);
- burlane foraj (casing);
- tevi sudate (welded pipes);
- blocuri aluminiu si laminate aluminiu (aluminium ingots and aluminium products).

IMPORTA:

- cocs (coke);
- carbune cocsificabil (coaking coal);
- materiale refractare (refractory products);
- minereu de fier (iron ore);
- feroaliaje (ferroalloys);
- neferoase blocuri (nonferrous ingots);
- alte materii prime necesare industriei metalurgice (other raw materials for metallurgical industry).

1996 JAN 05

We guarantee quality and competitiveness!

Metalexportimport S. A.

Bucharest - Romania, 21 - 25 Mendeleev Street
Phone: 01/312 04 47, 659 50 60; Telex: 11515;
Fax: 01/312 04 46

METALURGIA

Revista lunara editata de SIDEROM S.A.

1995

3 - 4

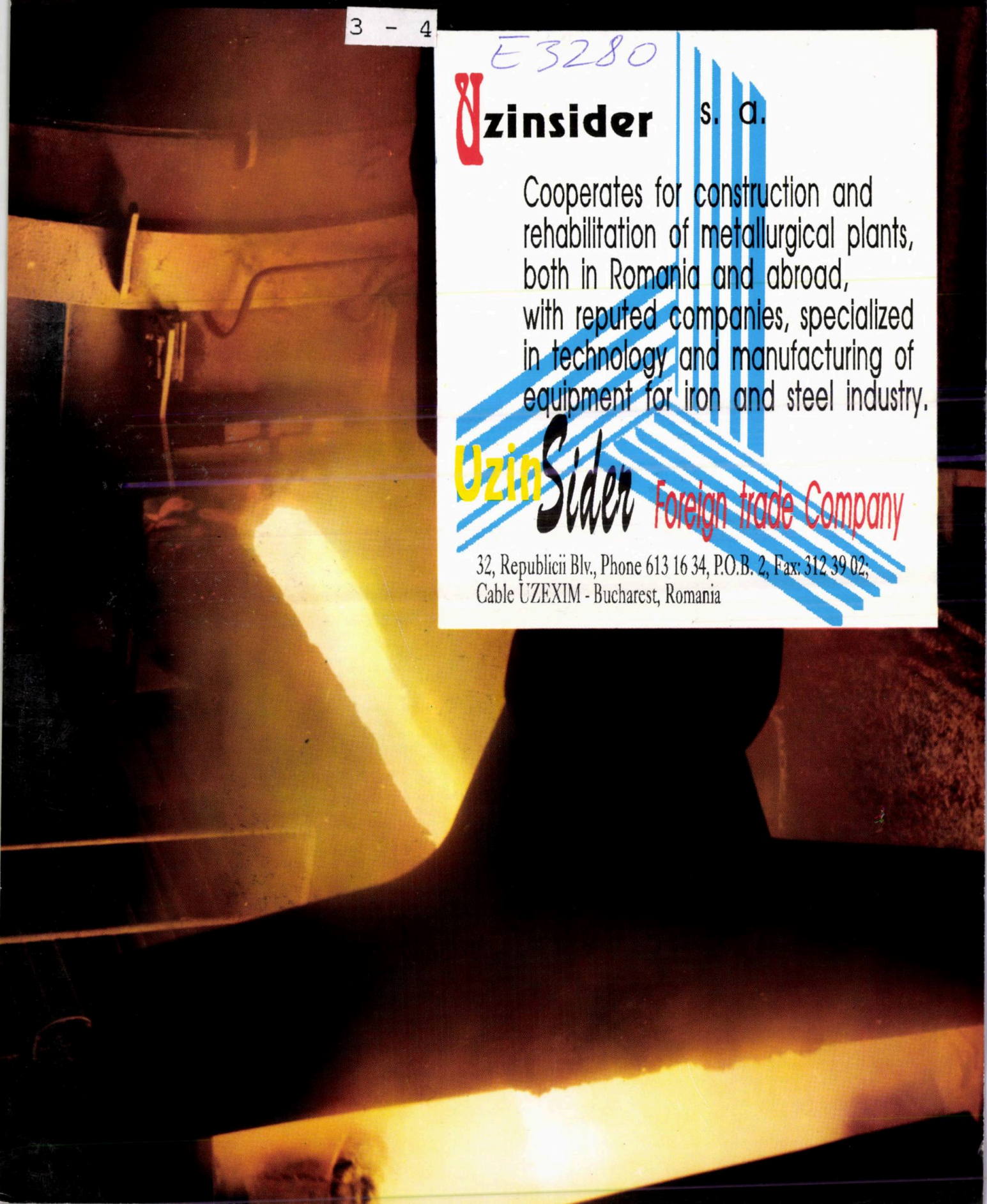
E3280

Uzinsider s. a.

Cooperates for construction and rehabilitation of metallurgical plants, both in Romania and abroad, with reputed companies, specialized in technology and manufacturing of equipment for iron and steel industry.

UzinSider Foreign trade Company

32, Republicii Blv., Phone 613 16 34, P.O.B. 2, Fax: 312 39 02;
Cable UZEXIM - Bucharest, Romania



IMPORTANT PRODUCATOR DE

LAMINATE FINITE DIN OTEL

Sidex

sub forma de:

Tabla si banda laminata la cald

Tabla groasa

Tabla si banda laminata la rece

Tevi sudate longitudinal cu diametre cuprinse în gama 508 - 1420 mm.

destinate:

industriei chimice, petrochimice si a gazelor naturale

industriei electronice

constructiei de masini grele, nave maritime si fluviale, utilaje

fabricilor de produse de larg consum (autoturisme, frigidere, masini de spalat, aragaze, obiecte casnice)

Str. Smârdan, nr. 1
6200 - Galati - România
Tel: 40 - 36 43.19.00
Fax: 40-36-43.20.17; 46.49.16
Telex: 51257; 51312

SIDEX S.A.
GALAŢI - ROMÂNIA

Inregistrat în Registrul Comertului Nr. J 17/21/1991
Cod Fiscal: 1639739 B.C.R. Galati

SOCIETATEA COMERCIALA

"INTFOR - S.A." GALATI

Str.Portului nr.157 - Galati - 6200

Telefon: **036/460766, 036/462400,** *Telefax:* **036/460766**

Telex: **51224**

MŰSZAKI INFORMÁCIÓS ÉS KÖNYVTÁR KÖZPONT ORSZÁGOS 1883

PRODUCE SI LIVREAZA ÎN MOD CURENT:

TABLA LAMINATA LA CALD, *grosimi 0,5-4,0 mm,din diverse calitati de otel.*

- otel carbon de uz general;
- otel carbon de calitate;
- otel slab aliat,aliat si înalt aliat;
- otel de scule;
- otel inoxidabil.

TABLA ZINCATA

BANDA SI TABLA ELECTROZINCATA

TABLA CUTATA NEAGRA SAU ZINCATA

PROFILE FORMATE LA RECE (U,L,C,T,Z,TM etc.)

TEVI PROFILATE

PRODUSE DE UZ CASNIC SI GOSPODARESC:

- canistre;
- tevi;
- lopeti;
- sape;
- pubele gunoi etc.

CONSTRUCTII METALICE DIVERSE:

- paturi;
- panouri garduri ornamentale;
- balustrade;
- containere resturi menajere;
- pavele pardoseli;
- boxpaleti etc.

LIVRAM LA PRETURI AVANTAJOASE:

pe baza de **C.E.C.** **oricarui agent economic de stat sau privatizat**

cu plata **in numerar,** *prin magazinul propriu,* **oricarei persoane particulare**

MINERSORT S. A. Galati

asigura

pentru dumneavoastra

- transbordarea marfurilor conteinerizate, în vrac, de orice tip, din vagoane cu ecartament de 1534 mm în vagoane cu ecartament de 1435 mm sau alte mijloace de transport;

- transportul marfurilor, depozitarile de orice tip, prestari de servicii, reparatii si confectionari de mecanisme energetice, tinichigerie si tâmplarie, import - export, intermedieri cu percepere de comision cu ridicata si amanuntul.

Pentru aceste activitati va stam la dispozitie în:

GALATI

Str. Bazinul Nou nr. 87
6200 Galati
telefon: 036/46 04 17

METALURGIA

REVISTA EDITATA DE "SIDEROM" S. A.

3 - 4
martie - aprilie
1995

Sumar

ISSN 0461 - 9579

Brabie Gheorghe: **Contributii privind determinarea modificarilor dimensionale ale canalului la probele cu canale longitudinale deformate plastic prin rasucire.** 5

Brabie Gheorghe, Pintilie Gheorghe: **Unele aspecte privind generarea prin rasucire a profilelor elicoidale** 9

Ilca Ioan, Păcuraru Nicolae, Szekely Zoltan: **Optimizarea compozitiei chimice în corelatie cu caracteristicile mecanice ale otelului austenitic de tip Cr-Ni-MoNiCr175** 13

Galasiu Ioan, Galasiu Rodica: **Influenta calitatii cocsului asupra oxidarii anozilor de carbune folositi la fabricarea aluminiului** 17

Vârlan Radu, Oane Petre, Sandru Mihail: **Cercetari pentru modernizarea instalatiilor de tratament termic al benzilor laminate la rece, în vederea maririi productivitatii si fiabilitatii în exploatare.** 24

Chira Ioan, Marginean Ioan, Negru Mihaela: **Aspecte ecologice ale turnarii de precizie cu modele gazificabile** 27

Landes Victor Spiridon: **Cercetari cu privire la îmbinarea barelor profilate din otel beton (II)** 33

Dumitrache Florea, Dumitru Daniela: **Tehnologia sudarii prin frecare a subansamblului butuc - roata dintata din componenta masinilor agricole** 37

Teodorescu Romanita, Ulmanu Mihaela: **Tehnologie nepoluanta pentru prelucrarea fractiei sulfato - oxidice din acumulatoarele uzate si a altor deseuri din industrie, de aceeasi compozitie** 43

Dumitrache Florea, Dumitru Daniela: **Tehnologia sudarii prin frecare a poansoanelor din componenta stantelor.** 51

Matei Nicolae : **Tendinte pe plan mondial în industria producatoare de tevi** 57

Chitu Gheorghe: **Strategia produselor cu prelucrare metalurgica avansata.** 64

Banabic Dorel: **A theoretical model of the forming limit diagram in pulsatory straining** . . . 69

Evenimente internationale 73

Revista revistelor 12, 23, 32, 36, 42, 46, 50, 56, 68

Stiri 16

Recenzii 8

MŰSZAKI INFORMÁCIÓS KÖZPONT ÉS KÖNYVTÁR ORSZÁGOS 1883

Colegiul onorific de redactie

(în ordine alfabetica)

LUCIAN AMANCEI, VICTOR BERTALAN, ROMULUS BUDISTEANU, ION CHIOSE, SORIN DIMITRIU, MIRCEA DOBRESCU, VICTOR GUIDEA DANILA, ALEXANDRU FLOREA, EMIL FLORIAN, LADISLAU FRUMOSU, RADU HANGA, PETRE IANC, GHEORGHE LEPADATU, IOAN VICTOR MANOLESCU, STEFAN MARGINEANU, VIOREL MUNTEANU, OLARU IOAN, MIHAELA PANA, VASILE PARPALA, CRISTIAN PIRVAN, BUJOR ROSCA, SILVIU SAMOILESCU, EUGEN SANDU, IOAN FLORENTIN SANDU

Redactor responsabil: prof. dr. ing. I. VÂRCOLACU
Revizie tehnica: prof. dr. ing. I. VÂRCOLACU
Sef CIDMET: ing. Brândusa Florentina Scortea
Redactor: ing. Brândusa Florentina Scortea
Stilizare, corectura: Ioana Kuglay, Rodica Rosu
Tehnoredactare computerizata: Lidia Vereanu

Redactia si administratia: Bucuresti, str. Mendeleev, nr.21-25, sector 1, cod 70168, telefon 01/6594990, fax 01/3124278

Institutiile pot achita abonamentele în contul nostru de virament nr. 30 15 20 201 BCR-SMB.

Costul abonamentului:lei 36000

Cititorii din strainatate se pot abona prin Rodipet S. A., P. O. Box 33 - 57, fax 0040-1-3129432 sau 3129433, telex 11995 - Piata Presei Libere nr. 1, sect 1, Bucuresti, Romania

Copyright © 1948 S. C. SIDEROM S. A. CIDMET

Gheorghe Brabie: **On groove size changes in twisted test pieces with longitudinal grooves**

The paper shows the major aspects of size change variation and the ways to evaluate them. The main influence on groove size change values comes from test piece cross section geometry, its size, groove size, tested material and test temperature. As regards the evaluating ways, the authors give computing relations and nomograms to assess size change values, as as functions of a.m. factors, for test pieces with various cross - sections and sizes.

Metalurgia 47(1995), nr. 3-4, p. *5*

Gheorghe Brabie et al: **Aspects of twisting generation of helical profiles**

The paper is an analysis of twisting generation capability of helical profiles. The main generating methods are reviewed, differing through the way the twisting couple is applied. Generation by sequential application of twisting couple on well defined lengths of the blank has particular advantages regarding the accuracy of generated helical profile. Of special importance for the geometry and parameters of generated helical profiles has the geometry and size of the blank and the applied twist angle. To preserve material integrity, the maximal admitted twist angle is limited to values allowing twists with a small number of complete rotations, this technique being limited to helical profiles with large forming pass.

Metalurgia 47(1995), nr. 3-4, p. *9*

Ioan Ilca et al : **Chemical analysis optimizing regarding mechanical properties of Cr - Ni- Mo 10TiMoNiCr 175 - type austenitic steel**

The experiments show the effect of various alloying elements in CrNiMo stainless steels on mechanical properties.

Metalurgia 47(1995), nr. 3, p. *13*

Ioan Galasiu and Rodica Galasiu : **The effect of coke quality on carbon anode oxidation during Al - making**

Metalurgia 47(1995), nr. 3-4, p. *17*

Radu Vârlan et al: **Studies for updating heat treatment plants for cold rolled strip to increase productivity and reliability in operation**

Investigations on productivity increase in heat treatment for an ealing cold rolled steel strip coils emphasized the opportunities to reduce cooling time after holding at constant temperature by using intense cooling with air and water under cooling bell.

To increase an ealing plant components availability, corrugation of protection muffle leads to an increase in resisting heat and mechanical load.

Metalurgia 47(1995), nr. 3-4, p. *24*

Ioan Chira et al: **Environmental aspects of precision casting with gasifying patterns**

The authors show the results of their investigations from pattern making to mould knock - out on environmental aspects on this process.

Metalurgia 47(1995), nr. 3-4, p. *27*

Victor Spiridon Landes: **Investigations on joining shaped concrete steel bars**

This chapter shows the theoretical bases of physico - chemical processes occuring in the metallothermic procedure.

The author presents the thermodynamic analysis of metallothermic reactions, diffusion and mass transfer in the metallothermic procedures, diffusion mechanism in stationary conditions, specific heat effects and the temperature of metallothermic process. He gives also his considerations on the main physico - chemical processes occuring in steelmaking.

Metalurgia 47(1995), nr. 3-4, p. *33*

Florea Dumitrache, Daniela Dumitru: **Friction welding technology for toothed wheel - hus assembly of farming machines**

Metalurgia 47(1995), nr. 3-4, p. *37*

Romanita Teodorescu, Mihaela Ulmanu: **Pollution - free technology for processing sulphate - oxidic fraction from worn batteries and other waste with similar composition**

Metalurgia 47(1995), nr. 3-4, p. *43*

Florea Dumitrache, Daniela Dumitru: **Friction welding technique of stamping die punches**

Metalurgia 47(1995), nr. 3-4, p. *51*

Nicolae Matei : **World trends in tube manufacture**

Metalurgia 47(1995), nr. 3-4, p. *57*

Gheorghe Chitu: **Product strategy with advanced metallurgical processing**

Metalurgia 47(1995), nr. 3-4, p. *64*

Dorel Banabic: **A Theoretical model of the forming limit diagram in pulsatory straining**

Metalurgia 47(1995), nr. 3-4, p. *69*

UZINSIDER

MEI

SIDEX S.A.
GALAȚI - ROMÂNIA

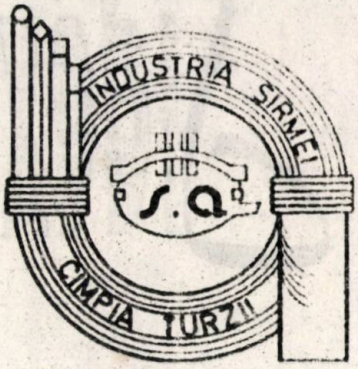
Uzinsider

s. a.

Cooperates for construction and rehabilitation of metallurgical plants, both in Romania and abroad, with reputed companies, specialized in technology abd manufacturing of equipment for iron and steel industry.

Sider Foreign trade Company

8d. Republicii, Phone 613 29 59, P. O. B. 2, Fax: 312 39 02;
Cable UZEXIM - Bucharest Romania



S. C. INDUSTRIA SARMEI S.A.,

romanian leader

in wire and wire products,

offers a wide range of products

» sârma pentru cuie	» nail wire
» cuie	» nails
» sârma zincata	» galvanised wire
» sârma ghimpata	» barbed wire
» bare laminate	» rolled bars
» bare calibrate	» calibrated bars
» sârma pentru sudura	» welding wire
» electrozi de sudura	» welding electrodes
» flux de sudura	» welding flux
» conductori electrici	» electric leads
» sârma pentru talon auto	» bead wire
» sârma pentru beton precomprimat	» prestressed concrete wire
» toron pentru beton precomprimat	» prestressed concrete strand
» cabluri de tractiune	» drag ropes
» filiere	» drawing dies
» plese sinterizate din carburi	» sintered carbide components

Pentru relatii suplimentare rugam sa va adresati la sediul firmei:

For details please contact us at :

S. C. INDUSTRIA SARMEI S. A.

str. Laminoristilor nr. 145

3351, CAMPIA TURZII

telefoane: **064-193253-Director Comercial - Trade Manager**

064-193254-Sef Serv.Import-Export - Import - Export Dept. Head

064-368128-Sef Serv.Desfacere - Sales Manager

064-368661

telex: **31282**

fax: **064-367460**

IMPORTANT PRODUCATOR DE

LAMINATE FINITE DIN OTEL

Sidex

sub forma de:

Tabla si banda laminata la cald

Tabla groasa

Tabla si banda laminata la rece

Tevi sudate longitudinal cu diametre cuprinse in gama 508 - 1420 mm

destinate:

Industriei chimice, petrochimice si a gazelor naturale

Industriei electronice

constructiei de masini grele, nave maritime si fluviale, utilaje

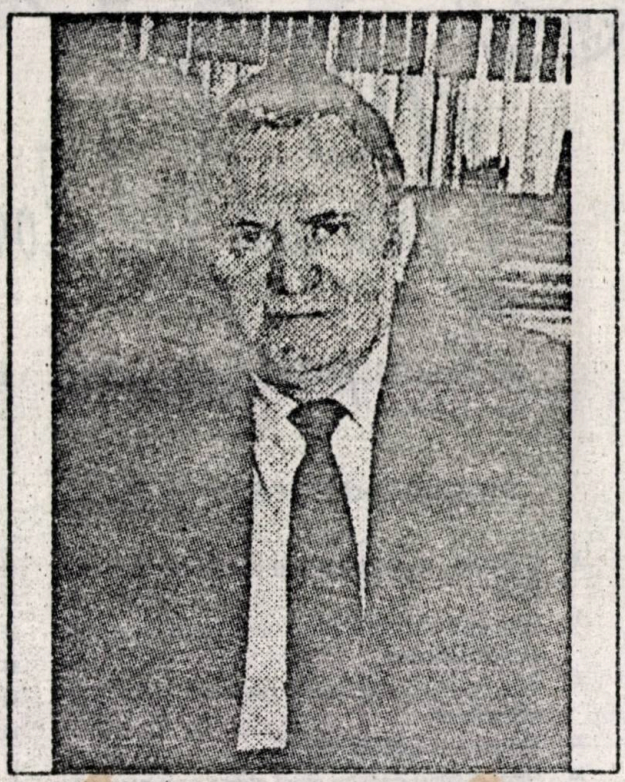
fabricilor de produse de larg consum (autoturisme, frigidere, masini de spalat, aragaze, obiecte casnice)

SIDEX S.A.

GALAŢI - ROMÂNIA

Str. Smârdan, nr. 1
6200 - Galati - Romania
Tel: 40 - 36 43.19.00
Fax: 40-36-43.20.17; 46.49.16
Telex: 51257; 51312

Inregistrat in Registrul Comertului Nr. J 17/21/1991
Cod Fiscal: 1639739 B.C.R. Galati



The changes Romanian society is presently undergoing in its transition to market economy have led to the necessity for SIDEX Company to successfully and rapidly solve its huge production and market problems. As our products are highly appreciated by traditional partners in over 40 countries we consider we have managed so far to keep our rank among metal producers worldwide. It also entitles our hopes for further and better acknowledgement on the international market. For several years now we have been using up-to-date technologies for turning out highly competitive steel grades with a very low content of waste elements. SIDEX steel, large diameter longitudinally welded pipes among others, comply with 64 international standards and our company is listed with the main international shipping registers, Lloyd's included. Our good reputation, both for products' quality and for staff's reliability and competence in business relations, have lately opened up new opportunities for the Company as we have been invited to attend more and more international colloquia, symposiums, fairs and exhibitions. Our present and future business partners should be fully assured of the fact that meeting all their requirements is our Company's major concern.

DUMITRU NICOLAE
Deputy general manager

Sidex

Iron and Steel Complex of Galati

Manufactures and exports for you

Hot Rolled Flat Products

- Ordinary steel strips and plates for constructions
- Fine grained steel strips nad plates for welded constructions
- Atmospheric corrosion resistant steel strips and plates
- Shipbuilding steel plates
- High quality carbon steel strips and plates for machine building
- Steel plates for boilers and pressure vessels
- Steel strips and plates for cold bending and deep drawing
- Steel strips and plates for side bars and other parts with small bending radius
- Steel plates for mining equipment
- Stainless steel strips and plates and refractory steel for nuclear and aeronautical industry
- Steel strips and plates for automobile rims

Other Products

- Liquid and gas oxygen
- Liquid and gas nitrogen
- Liquid and gas argon
- Granulated blast-furnace slag
- Non-iron slag

Steel Semi-products

- Continuous cast or rolled slabs
- Continuous cast blooms
- Rolled billets
- Coke-chemical products
- Blast furnace coke
- Ferro-alloys coke
- Fine coke
- Coke-chemical ammonia sulphate
- Concentrated ammonia water
- Coal tar
- Technical ammonia
- Aromatic fractions
- Coke plant technic sulphur
- Pit coal tar
- Pit coal creosote for carbon black
- Coke-chemical absorption oil
- Phenolic fraction
- Crude anthracene
- Naphthalene
- Technical ferric sulphate
- Bitum

Cold Rolled Sheet

- Thin steel strips and sheets for cold formed shapes and welded pipes
- Sheets and strips for deep drawing
- Steel sheets and strips for car industry and ships

A life experience on the steel market and many friends in the steel bussines!

str. Siderurgistilor 1, Galati 6200, Tel:036 43.19.00, Telex 51 257

CONTRIBUTII PRIVIND DETERMINAREA MODIFICARILOR DIMENSIONALE ALE CANALULUI LA PROBELE CU CANALE LONGITUDINALE DEFORMATE PLASTIC PRIN RASUCIRE

Dr.ing. Gheorghe Brabie, sef de lucrari - Universitatea Bacau

C.Z.: 621.785.33

Probele cu canale longitudinale sufera modificari ale parametrilor dimensionali ai canalului. In timpul procesului de deformare plastica prin rasucire, in cazul probelor cu canale având un profil circular de raza R, prin rasucirea cu unghiuri cuprinse între 0 si 1080°, deformarea canalului prezinta urmatoarele aspecte:

- *indiferent de unghiul de rasucire, profilul canalului dupa deformare ramâne tot circular;*
- *raza cercului ce defineste profilul canalului se micsoreaza la cresterea unghiului de rasucire cu marimea:*

$$\Delta R = R - R_\varphi \qquad (1)$$

unde R_j este raza cercului rezultat prin rasucirea cu unghiul j; variatia modificarii razei este prezentata în figura 1;

- *deformarea canalului se produce prin deplasarea materialului pe distante ce variaza de la baza spre extremitatile acestuia, înregistrându-se o micsorare Δl a latimii canalului si o crestere Δh a adâncimii sale [1], [2].*

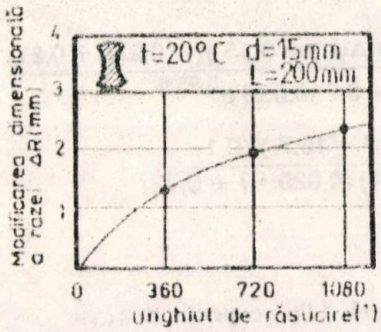


Fig. 1

Variatia modificarii razei profilului circular al canalului
Round groove radius change variation

Încercarile experimentale [1], efectuate în scopul studierii influentei diferitilor factori asupra modificarilor dimensionale ale canalelor probelor deformate prin rasucire, au stabilit urmatoarele:

- *în cazul utilizarii unor forme diferite de sectiuni ale probelor, probele cu doua canale - fata de cele cu un canal - determina micsorarea latimii canalului cu 17,4% la rasucirea cu 360°, cu 16,8% la 720° si cu 16,3% la 1080°, respectiv micsorarea adâncirii canalului cu 14% la 360°, cu 14,2% la 720° si cu 8,8% la 1080°; fata de cele cu canale circulare, probele cu fete plane determina micsorarea îngustarii canalului cu 6,6% la 360°, cu 6,5% la 720° si cu 6,3% la 1080°, respectiv micsorarea adâncirii canalului cu 5,4% la 360°, 5,7% la 720° si cu 6% la 1080°,*
- *în cazul utilizarii unor probe de dimensiuni diferite, la probele cu lungime L = 200 mm fata de cele cu L = 120 mm, îngustarea si adâncirea canalului se micsoreaza cu 10,2% la rasucirea cu 360°, cu 11,5% la 720° si cu 10,4% la 1080°, respectiv cu 14,5% la 360°, cu 20,2% la 720° si cu 15,7% la 1080°, iar la probele cu lungimea L = 300 mm fata de cele cu L = 200 mm, îngustarea si adâncirea canalului se micsoreaza cu 2,04% la 360°, cu 8,16% la 720° si 1080°, respectiv cu 4% la 360°, cu 8% la 720° si cu 11,1% la 1080°; la probele cu diametrul d = 17,5 mm fata de cele cu d = 15 mm, îngustarea si adâncirea canalului cresc cu 2,04% la rasucirea cu 360°, cu 1,8% la 720° si cu 4,08% la 1080°, respectiv cu 4,85% la 360°, cu 4,5% la 720° si cu 4,2% la 1080°, iar la probele cu diametrul d = 20 mm fata de cele cu d = 17,5 mm, cu 3,06% la 360° si cu 3,57% la 720°, respectiv cu 7,71% la 360° si cu 11,4% la 720°;*
- *în cazul utilizarii unor probe cu dimensiuni diferite ale canalului, îngustarea si adâncirea canalului cresc la probele cu înaltimea canalului h = 3,5 mm fata de cele cu h = 3 mm, cu 4,08% la rasucirea 360°, cu 9,48% la 720° si cu 10,4% la 1080°, respectiv cu 6% la 360°, cu 4,85% la 720° si cu 7,7% la 1080°, iar la probele cu h = 4 mm fata de cele cu h = 3,5 mm, cu 6,12% la 360°, cu 8,77% la 720° si cu 8,56% la 1080° respectiv cu 8,25% la 360°, cu 8,57% la 720° si cu 9,19% la 1080°; la probele cu dimensiuni diferite ale latimii*

canalului, limitele si sensul de variatie ale modificarilor dimensionale sunt aceleasi cu cele prezentate la trecerea de la probele cu fete plane fata de cele cu canale circulare;

- *în cazul utilizarii unor probe realizate din calitati diferite de material, prin cresterea continutului de C cu 0,2% îngustarea si adâncirea canalului scad cu 6,5% la rasucirea cu 360°, cu 11,4% la 720° si cu 15,1% la 1080°, respectiv cu 4,2% la 360°, cu 5,1% la 720° si cu 11,1% la 1080°, iar în cazul probelor cu structura de recoacere fata de cele netratate, îngustarea si adâncirea canalului cresc cu 2,04% la 360°, 2,44% la 720°si cu 4,28% la 1080°, respectiv cu 3,14% la 360°, cu 4% la720° si cu 4,57% la 1080°;*
- *în cazul utilizarii unor regimuri termice diferite, îngustarea si adâncirea canalului cresc cu 24,5%, respectiv cu 9,4% la temperatura t = 650°C fata de t = 20°C, cu 3,2%, respectiv cu 2% la t = 800°C fata de t = 650°C, cu 6,8%, respectiv cu 6% la t = 1000°C fata de t = 800°C.*

Din analiza valorilor prezentate se desprinde concluzia ca, dintre factorii de influenta studiati, cea mai mare importanta în privinta valorilor modificarilor dimensionale o prezinta forma sectiunii transversale a probei, dimensiunile probei, dimensiunile canalului, continutul de C al materialului si temperatura de deformare.

Posibilitati de exprimare analitica si grafica a variatiei modificarilor dimensionale

Pe baza rezultatelor încercarilor experimentale, conform carora modificarile dimensionale ale canalului sunt influentate de geometria probelor, materialul acestora si regimul de lucru utilizat, rezulta ca valorile modificarilor dimensionale Δl si Δh pot fi exprimate în functie de parametrii caracteristici ai acestor factori, respectiv:

$$\Delta l = f(L, l, h, \varphi, \%C, \ldots) \quad (1)$$

$$\Delta h = f'(L, l, h, \varphi, \%C, \ldots) \quad (2)$$

unde L este lungimea probei, l si h - dimensiunile canalului, φ - unghiul de rasucire, %C - continutul de carbon al otelului utilizat.

Tinând seama de sensul de variatie al modificarilor dimensionale în functie de factorii de influenta prezentati, relatiile (1) si (2) se pot pune si sub forma:

$$\Delta l = C\,\frac{C(\varphi)C(h)C(d)}{C(L)C(l)C(\%C)} \quad (3)$$

$$\Delta h = K\,\frac{K(\varphi)K(d)K(h)}{K(L)K(l)K(\%C)} \quad (4)$$

unde C si K sunt constante ce reprezinta valoarea medie a modificarilor dimensionale pentru probele de sectiune circulara cu canale cu profil circular si parametrii dimensionali L = 120 mm, d = 15 mm, l = 9,8 mm, h = 3,5 mm, iar $C_{(\varphi)}$, $C_{(L)}$, $C_{(l)}$, $C_{(h)}$, $C_{(d)}$, $C_{(\%C)}$, respectiv $K_{(\varphi)}$, $K_{(L)}$, $K_{(l)}$, $K_{(h)}$, $K_{(d)}$, $K_{(\%C)}$ sunt coeficienti ce exprima variatia modificarilor dimensionale în functie de forma sectiunii si parametrii dimensionali luati ca baza.

Aproximarea prin relatii analitice a curbelor de variatie ale coeficientilor din relatiile (3) si (4) a dus la obtinerea urmatoarelor expresii matematice pentru calculul modificarilor dimensionale:

♦ în cazul deformarii la rece:

$$\Delta l = \frac{1{,}528\,[-0{,}003\,(\Delta\varphi)^2 + 0{,}16\,(\Delta\varphi) - 0{,}49\,](h - l)}{C_{(\%C)}(0{,}04 \cdot L + 0{,}09)\,(0{,}0431 \cdot l + 0{,}58)} \quad (5)$$

$$\Delta h = \frac{0{,}87\,(0{,}074\,\Delta\varphi + 0{,}46)\,(0{,}74d - 1{,}01)\,(0{,}38h - 0{,}33)}{K_{(\%C)}0{,}43 \cdot e^{0{,}007 \cdot L}(0{,}04 \cdot l + 0{,}68)} \quad (6)$$

unde $C_{(\%C)} = 0{,}84\ldots1{,}29$, respectiv $K_{(\%C)} = 0{,}85\ldots1{,}17$ sunt coeficientii ce exprima influenta continutului de C al otelului utilizat în conditiile variatiei acestuia între limitele 0,2...0,5%;

♦ în cazul deformarii la cald:

$$\Delta l = \frac{7{,}26\,[-0{,}0014(\Delta\varphi)^2 + 0{,}072(\Delta\varphi) + 0{,}15\,](-0{,}22h + 0{,}21)}{C_{(\%C)}(0{,}0025 \cdot L + 0{,}7)0{,}036\,e^{0{,}95 \cdot l}} \quad (7)$$

$$\Delta h = \frac{1{,}77\,(0{,}041\,\Delta\varphi + 0{,}51)\,(0{,}6 \cdot d - 10{,}7)\,(0{,}1 \cdot}{K_{(\%C)}\,(0{,}0066 \cdot L + 0{,}21)\,(0{,}029 \cdot l + 0{,}72)} \quad (8)$$

unde $C_{(\%C)} = 0{,}94\ldots1{,}06$, respectiv $K_{(\%C)} = 0{,}86\ldots1{,}06$.

Aceste relatii au fost determinate si permit la rândul lor determinarea valorilor modificarilor dimensionale cu o aproximatie destul de buna, pentru urmatoarele domenii de variatie ale parametrilor factorilor de influenta: L = 100...300 mm, d = 15...20 mm, l = 0...14,2 mm, h = 3...4 mm, φ = 360...1080°.

Pentru determinarea rapida a valorilor modificarilor dimensionale ale canalului probei se

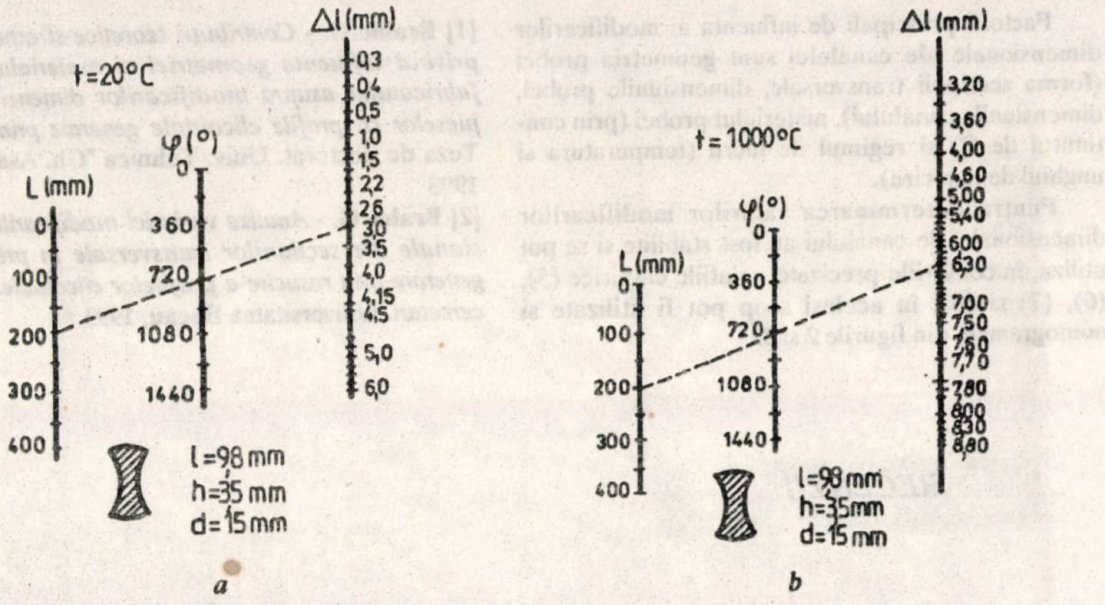


Fig. 2

Nomograme pentru determinarea îngustarii Δl a canalului probelor rasucite: a) t = 20°C; b) t = 1000°C
Nomograms for the evaluation of Δl narrowing of twisted test pieces groove: a) t = 20°C; b) t = 1000°C

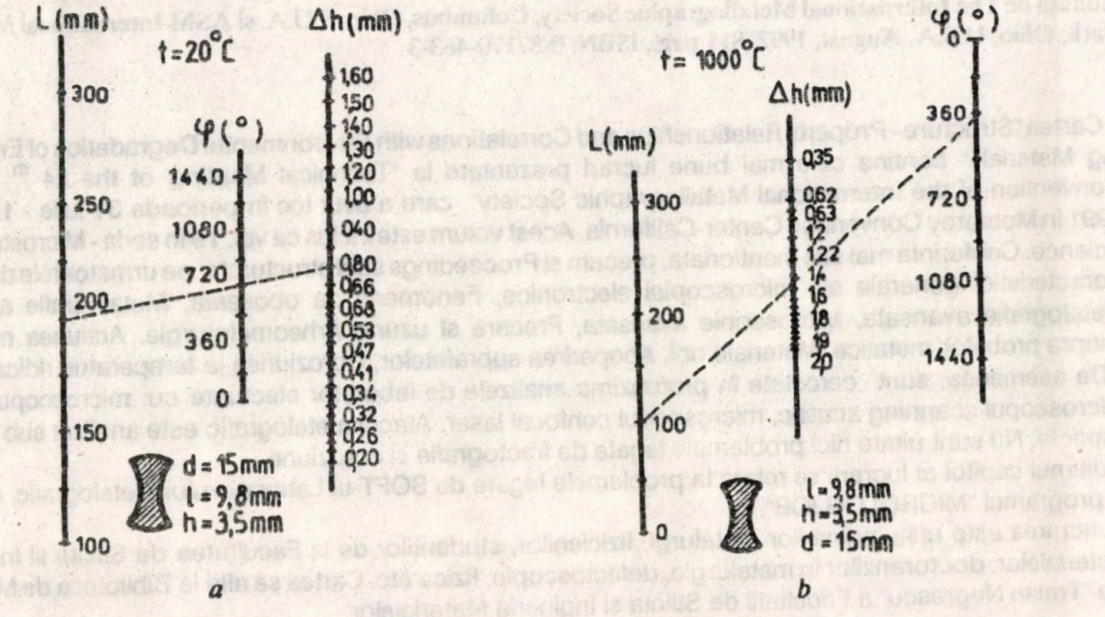


Fig. 3

Nomograme pentru determinarea adâncirii Δh a canalului probelor rasucite: a) t = 20°C; b) t = 1000°C
Nomograms for the evaluation of Δ h depending of twisted test pieces groove : a) t = 20°C ; b) t = 1000°C

pot utiliza si nomogramele prezentate în figurile 3 si 4, în conditiile precizate pe fiecare reprezentare grafica.

Concluzii

Probele cu canale longitudinale sufera, în urma deformarii plastice prin rasucire, modificari dimensionale ale parametrilor canalului, respectiv mic-

sorarea latimii Δl si crestereà adâncimii Δh a acestuia.

Factorii principali de influenta ai modificarilor dimensionale ale canalului sunt geometria probei (forma sectiunii transversale, dimensiunile probei, dimensiunile canalului), materialul probei (prin continutul de C) si regimul de lucru (temperatura si unghiul de rasucire).

Pentru determinarea valorilor modificarilor dimensionale ale canalului au fost stabilite si se pot utiliza, în conditiile precizate, relatiile empirice (5), (6), (7) si (8); în acelasi scop pot fi utilizate si nomogramele din figurile 2 si 3.

BIBLIOGRAFIE

[1] **Brabie G.** - *Contributii teoretice si experimentale privind influenta geometriei si materialului semifabricatului asupra modificarilor dimensionale ale pieselor cu profile elicoidale generate prin rasucire.* Teza de doctorat. Univ. Tehnica "Gh. Asachi", Iasi, 1993

[2] **Brabie G.** - *Analiza variatiei modificarilor dimensionale ale sectiunilor transversale în procesul de generare prin rasucire a profilelor elicoidale. Studii si cercetari.* Universitatea Bacau, 1993

RECENZII

Structure - Property Relationships and Correlations with Environmental Degradation of Engineering Materials

de: Wheeler D. A., Johnson G. W. E., Miley D. V., Louthan M. R.

Editata de The International Metallographic Society, Columbus, Ohio, S.U.A. si ASM International Materials Park, Ohio, U.S.A. August, 1992, 811 pag., ISBN: 0-87170-463-3

Cartea "Structure - Property Relationships and Correlations with Environmental Degradation of Engineering Materials" contine cele mai bune lucrari prezentate la "Technical Meeting of the 24 $^{th.}$ Annual Convention of the International Metallographic Society", care a avut loc în perioada 31 iulie - 1 august 1991 în Monterey Convention Center-California. Acest volum este inclus ca vol. 19 în seria - Microstructural Science. Conferinta mai sus mentionata, precum si Proceedings sunt structurate pe urmatoarele domenii: Caracteristici generale ale microscopiei electronice, Fenomene de oboseala, Metalografie aplicata, Metalografie avansata, Microscopie avansata, Frecare si uzura, Arheometalurgie, Actiunea mediului asupra probelor metalice, Materiale noi, Acoperirea suprafetelor, Coroziunea la temperaturi ridicate.

De asemenea, sunt cercetate în profunzime analizele de laborator efectuate cu: microscopul laser, microscopul scanning acustic, microscopul confocal laser. Atacul metalografic este analizat sub diferite aspecte. Nu sunt uitate nici problemele legate de fractografie si coroziune.

Ultimul capitol al lucrarii se refera la problemele legate de SOFT-ul Laboratorului Metalografic, incluse în programul "MICROLOGJOB".

Lucrarea este utila inginerilor metalurgi, fizicienilor, studentilor de la Facultatea de Stiinte si Ingineria Materialelor, doctoranzilor în metalurgie, defectoscopie, fizica etc. Cartea se afla la Biblioteca de Metalurgie "Traian Negrescu" a Facultatii de Stiinta si Ingineria Materialelor.

Ing. Mihaela Pana

Universitatea "Politehnica" Bucuresti

UNELE ASPECTE PRIVIND GENERAREA PRIN RASUCIRE A PROFILELOR ELICOIDALE

Dr.ing. Gheorghe Brabie, sef de lucrari, ing. Gheorghe Pintilie, sef de lucrari - Universitatea Bacau

C.Z.: 621.785.33

Generarea prin rasucire a profilelor elicoidale are la baza fenomenul de reorientare elicoidala a fibrelor materialului si a profilului initial drept ale unui semifabricat având o geometrie bine determinata, caruia i se aplica un anumit unghi de rasucire si un moment de torsiune M_t (fig.1).

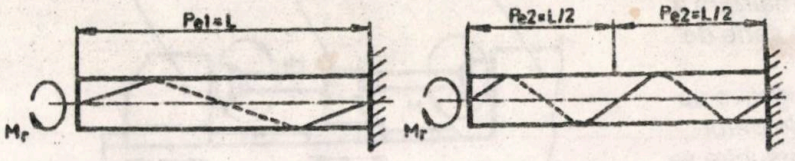


Fig. 1
Principiul generarii prin rasucire a profilelor elicoidale
Twisting generation principle for helicoidal profiles

Din punct de vedere teoretic, prin aplicarea unui unghi de rasucire de 360° semifabricatului initial de lungime L, se genereaza un profil elicoidal cu pasul $p_{e1} = L$; la rasucirea cu un unghi de 2 x 360° a semifabricatului de lungime L rezulta un profil elicoidal cu pasul $p_{e2} = L/2$, respectiv la aplicarea unui unghi de rasucire de k x 360° se va obtine un profil elicoidal cu pasul $p_{ek} = L/k$. Analiza modului de variatie a pasului profilului elicoidal generat duce la urmatoarele concluzii:

- *obtinerea unui profil elicoidal de un anumit pas este dependenta de unghiul de rasucire aplicat si de lungimea semifabricatului initial;*
- *pentru obtinerea unor profile elicoidale cu pasi mici, este necesara aplicarea unor unghiuri de rasucire mari, lungimea semifabricatului fiind o marime constanta impusa de lungimea piesei finite.*

Deoarece unghiul de rasucire ce poate fi aplicat semifabricatului este limitat, datorita conditiei de pastrare a integritatii materialului, la valoarea impusa prin relatia:

$$\varphi_{max} \leq 2{,}6 \frac{L}{d} \varepsilon_r \quad [1] \qquad (1)$$

rezulta ca la generarea profilelor elicoidale prin rasucire marimea pasului nu poate fi oarecare. Analiza relatiei (1) arata ca unghiul de rasucire maxim admis de material depinde într-o foarte mare masura de geometria probei si de calitatea materialului, pentru realizarea unor unghiuri mari de rasucire fiind necesare semifabricate cu raporturi L/d mari si materiale cu alungiri la rupere ε_r mari. Deoarece raporturile L/d sunt limitate, prin conditiile constructive si functionale impuse pieselor, la valori cuprinse între 10 si 30, iar alungirile la rupere sunt cuprinse, în general, în jurul valorilor 15...20%, rezulta ca în cazul rasucirii la rece unghiul maxim admis de material este de cca 720...1080°; având în vedere cresterea alungirii la rupere a materialelor odata cu temperatura, rezulta ca în cazul deformarii la cald se poate obtine o crestere a unghiului maxim de rasucire admis.

Metode de generare prin rasucire a profilelor elicoidale

Unul din factorii importanti, care contribuie la reusita procedeului de generare prin rasucire a profilelor elicoidale, este metoda, respectiv schema de aplicare a momentului de rasucire a semifabricatului initial. Din acest punct de vedere, sunt posibile urmatoarele variante:

- *metoda de rasucire controlata, care presupune aplicarea momentului de rasucire prin intermediul unor scule sau dispozitive adecvate; actualmente, aceasta metoda se aplica la realizarea burghielor elicoidale, principiul generarii profilului elicoidal constând din trecerea semifabricatului rotund printr-un sistem de role decalate unghiular (2 pentru deformarea canalului si 1 pentru conducerea semifabricatului); dezavantajele principale ale acestei metode sunt:*

- *prezenta sculelor si a fenomenelor ce decurg din utilizarea acestora în cadrul procesului de prelucrare (uzura, procesele de frecare);*
- *faptul ca se porneste de la un semifabricat laminat anterior si de o anumita forma, iar în cadrul procesului de generare este necesara o noua deformare pentru realizarea canalelor, duce la utilizarea unor scule suplimentare, la consumuri energetice suplimentare, la timpi de prelucrare mari etc.;*
- *necesitatea utilizarii unor utilaje cu o cinematica relativ complexa;*

¤ *metoda de rasucire necontrolata, care presupune ca generarea profilului sa se realizeze numai prin simpla rasucire a unui semifabricat laminat la o forma adecvata; comparativ cu prima metoda, prin aceasta modalitate de generare se înlatura dezavantajele legate de prezenta sculelor si constructia utilajelor; metoda necesita, în schimb, o precizie mai mare de realizare a formei semifabricatului initial si o serie de masuri suplimentare pentru a se preîntâmpina unele fenomene negative ce pot aparea în timpul procesului de deformare; aplicarea momentului de rasucire se poate efectua în urmatoarele variante:*

- *la unul din capete, celalalt capat ramânând fix (fig.2); metoda prezinta avantajele utilizarii unei masini cu constructie si cinematica simpla si a unei productivitati ridicate; metoda ridica, însa, unele probleme privind precizia generarii profilului elicoidal, fiind de mentionat urmatoarele deficiente în acest sens;*
- *propagarea neuniforma a deformatiei pe lungimea probei, aceasta fiind mai pronuntata la capatul fix în cazul rasucirii cu unghiuri mai mici de 360° [2];*
- *aparitia neuniformitatii deformatiilor în cazul rasucirii cu unghiuri mai mari de 1080°, datorita pierderii stabilitatii semifabricatului;*
- *pericolul închiderii canalului în cazul deformarii la cald cu unghiuri mai mari de 700°; prin urmare, aplicarea metodei se poate face cu rezultate bune numai în anumite domenii, respectiv în cazul utilizarii unor semifabricate cu lungimi cuprinse între 100 si 250 mm si cu forme simetrice ale sectiunii transversale, în cazul deformarii la rece cu unghiuri cuprinse între 360 si 900 (1080)° sau în cazul deformarii la cald cu unghiuri cuprinse între 0 si 700° [2];*
- *la ambele capete ale semifabricatului (fig.3), metoda duce la o productivitate ridicata dar necesita utilaje cu o cinematica mult mai complexa comparativ cu prima schema de deformare; în ceea ce priveste precizia generarii profilului elicoidal, metoda prezinta, de asemenea, dezavantajul propagarii neuniforme a deformatiei, respectiv deformarea mai pronuntata a semifabricatului la mijlocul acestuia, la unghiuri de deformare mai mari de 360°;*

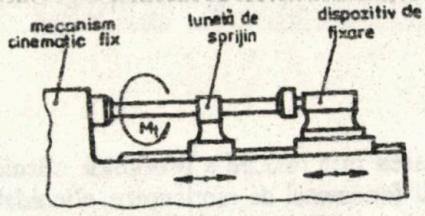


Fig. 2
Schema de deformare prin aplicarea momentului de rasucire la unul din capetele semifabricatului
Twisting by applying a couple at an end of the blank

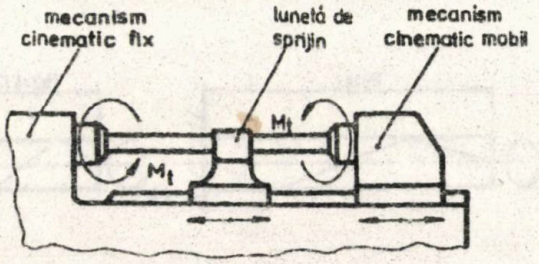


Fig. 3
Schema de deformare prin aplicarea momentului de rasucire la ambele capete ale semifabricatului
Twist diagram for the couple sequentially applied at both ends of the blank

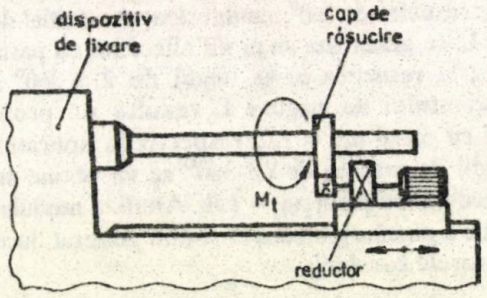


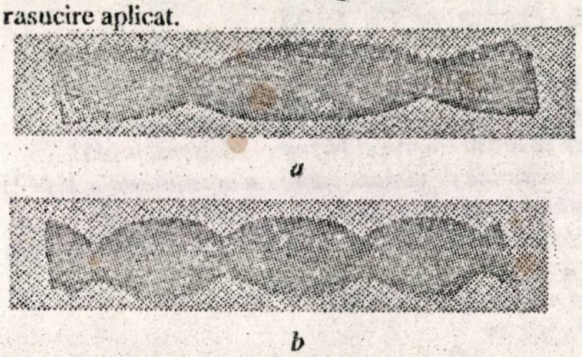
Fig. 4
Schema de deformare prin aplicarea momentului de rasucire succesiv, pe distante bine determinate: a) unghiul de rasucire 360°; b) unghiul de rasucire 720°
Twist diagram for the couple sequentially applied on well defined lengths: a) twist angle 360°; b) twist angle 720°

prin aplicarea succesiva pe distante bine determinate (fig.4); comparativ cu primele doua metode, aceasta schema duce la o productivitate mai scazuta si la utilaje cu cinematica relativ complexa, dar în conditiile realizarii unei precizii ridicate a profilului elicoidal generat datorita eliminarii pericolului de propagare neuniforma a deformatiei; si în acest caz, aplicarea metodei se poate face

numai în anumite domenii de variatie ale unghiului de rasucire datorita pericolului de închidere a canalului, respectiv cu unghiuri de până la 900° în cazul deformarii la rece si cu unghiuri de până la 700° în cazul deformarii la cald; metoda nu mai necesita, însa, impunerea unor limite în ceea ce priveste dimensiunile semifabricatului [3].

Posibilitati de generare prin rasucire a profilelor elicoidale

Forma si parametrii dimensionali ai profilelor elicoidale ce pot fi generate prin rasucire depind, în cea mai mare masura, de forma si dimensiunile semifabricatului initial si de inghiul de rasucire aplicat.



a

b

Fig. 5

Profile elicoidale generate prin rasucirea unor semifabricate de tip platband: a - unghiul de rasucire 360°; a - unghiul de rasucire 720°

Helical profiles generated by twisting universal iron blanks: a - twist angle 360°; b - twist angle 720°

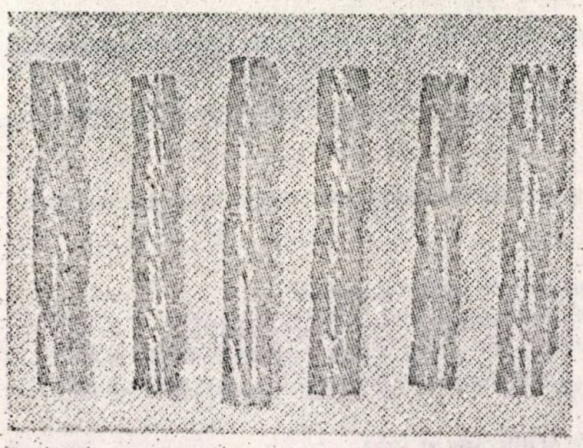
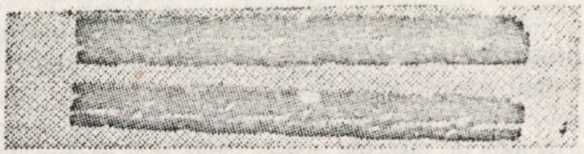


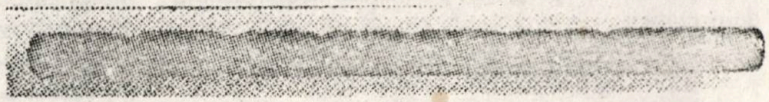
Fig. 6

Profile elicoidale generate prin rasucirea unor semifabricate cu canale longitudinale cu raport L/d = 8

Helical profiles generated by twisting blanks with longitudinal grooves, with a ratio L/d = 8



a



b

Fig. 7

Profile elicoidale generate prin rasucirea unor semifabricate cu canale longitudinale si cu raporturi L/d > 10: a - unghiul de rasucire 720-1080° raport L/d = 12 ; b - unghiul de rasucire 1080° raport L/d = 20

Helical profiles generated by twisting blanks with longitudinal grooves with a ratio L/d > 10; a - twist angle 720-1080° L/d = 12 ratio; b - twist angle 1080° L/d = 20 ratio

In figura 5 sunt prezentate profile elicoidale obtinute prin rasucirea cu unghiuri cuprinse între 360 si 720° a unor semifabricate de tip platband; aceste profile pot fi utilizate la realizarea unor scule pentru prelucrarea lemnului.

In figura 6 sunt prezentate profile elicoidale obtinute prin rasucirea cu unghiuri cuprinse între 360 si 720° a unor semifabricate cu doua canale longitudinale cu profil circular si cu raport al dimensiunilor L/d = 8; aceste profile pot fi utilizate la realizarea unor scule pentru gaurirea betonului armat sau pentru prelucrarea alezajelor unor piese metalice.

In figura 7 sunt prezentate profile elicoidale obtinute prin rasucirea, cu unghiuri cuprinse între 720 si 1080°, a unor semifabricate cu doua canale longitudinale cu profil circular si cu raporturi L/d = 12, respectiv L/d = 20; aceste profile pot fi utilizate pentru realizarea unor scule pentru gaurire sau pentru realizarea rotoarelor de pompe cu surub.

Analiza profilelor elicoidale prezentate duce la concluzia ca, utilizarea unor semifabricate având o geometrie bine determinata, domeniul de aplicabilitate al procedeului de generare prin rasucire a acestor profile poate fi considerabil largit.

Concluzii

Generarea profilelor elicoidale prin rasucire se poate realiza prin doua metode, respectiv prin aplicarea momentului de torsiune utilizând scule sau dispozitive adecvate si prin aplicarea momentului de rasucire în mod direct semifabricatului de o anumita forma.

In cazul celei de-a doua metode de generare, factorii care contribuie la obtinerea profilelor elicoidale în conditii de precizie ridicata sunt geometria semifabricatului si unghiul de rasucire aplicat.

Aplicarea procedeului se poate face numai pentru obtinerea profilelor elicoidale cu pas mare si numai pentru anumite domenii de variatie ale parametrilor dimensionali ai semifabricatului si ale unghiului de rasucire; aceste limite sunt impuse de pericolul fisurarii materialului, de pericolul închiderii canalului sau de pericolul propagarii neuniforme a deformatiei.

BIBLIOGRAFIE

[1] **Dragan I.** : - *Tehnologia deformarilor plastice. Ed.Did. si Ped., Bucuresti, 1976*

[2] **Brabie G.** : - *Contributii teoretice si experimentale privind influenta geometriei semifabricatului asupra modificarilor dimensionale ale pieselor cu profile elicoidale generate prin rasucire.* Teza de doctorat. Univ. Tehnica "Gh.Asachi", Iasi, 1993

[3] **Brabie G., Catana V.** : - *Metode si scheme de lucru la prelucrarea prin deformare plastica prin rasucire.* Studii si cercetari, Universitatea Bacau, 1991

REVISTA REVISTELOR

Revue de Métallurgie, *Franta, nr.11, 1993*

- *Evolutia, situatia la zi si viitorul elaborarii otelului, p.1439*
- *Studiu teoretic si experimental al îmbunatatirii structurii metalice a cuptoarelor de cocsificare, p.1451*
- *Rezultatele testelor de etanseitate a cuptoarelor electrice cu arc la Unimetal Neuves - Maisons, p.1463*
- *Perfectionarea tehnologiei de turnare cu mare viteza pe o masina de turnare continua experimentala, p.1475*
- *Încercarile de turnare printre doi cilindri la Thyssen Stahl AG si Irsid, p.1483*
- *Nou dispozitiv de masurare a profilului grosimii marginilor pe laminorul la rece cu 5 caje de la Sollac Florange, p.1493*
- *Controlul planitatii benzii la laminarea la rece; precizia masuratorilor, p.1501*
- *Bariere de siguranta din otel pe autostrazi si pe drumuri, p.1509*
- *Tabla zincata, material recirculabil, p.1521*
- *Împiedicarea emisiilor de praf pe timpul operatiilor metalurgice prin inertizarea atmosferei ambiante cu CO_2 solid, p.1529*

Revue de Métallurgie, *Franta, nr.12, 1993*

- *Modelarea numerica a proceselor de obtinere a pieselor metalice, p.1567*
- *Valabilitatea modelului de comportare viscoplastica extinsa la mai multe oteluri cu compozitie apropiata de a otelului austenitic 17-12 Mo SPH, p.1577*
- *Determinarea comportamentului termomecanic al aliajelor cu memorie de forma prin folosirea optimizarii potentialului termodinamic, p.1587*
- *Aplicarea modelului autocoerent la deformarea prin tractiune a materialelor bifazice cu graunti alungiti, p.1593*
- *Oxidarea metalelor la temperaturi ridicate, p.1601*
- *Studiul efectului acoperirii cu oxid de ceriu realizata prin electroforeza asupra comportarii unui otel inox 22CT17 la coroziunea la temperaturi ridicate, p.1607*
- *Oxidarea interna a aliajelor de Cu-Sn-Al, p.1627*
- *Observarea directa a structurii mozaic a peliculelor de oxid termic pe cupru, p.1627*
- *Cinetica cresterii, polimerizarii si a caracterului protector al peliculelor de Cu-X-132T, p.1631*
- *Caracterizarea primelor stadii de oxidare a cuprului prin absorbtie optica si prin fotoluminiscenta, p.1637*
- *Studiul primelor etape de dezoxidare si de coroziune a cuprului si aliajelor sale prin metode manometrice, p.1647*
- *Determinarea aderentei acoperirilor prin testul de crestere la interfata, p.1655*
- *Masurarea modulului Young al acoperirii de crom pe un otel aliat folosindu-se o metoda dinamica, p.1665*
- *Rolul zincului si al argintului în aderenta oxidului de zircon depus în plasma pe aliajele Al-12% Si, p.1673*
- *Influenta adaosurilor de Mn în baia de galvanizare asupra morfologiei, cineticii si termodinamicii acoperirii, p.1681*
- *Studiul microstructurii unei acoperiri depuse printr-o metoda care foloseste arc de plasma semitransferat si supuse solicitarii ciclice, p.1691*
- *Comportarea în H_2S apos a otelurilor austenitice inoxidabile AISI 316 L si AISI 304, p.1703*

OPTIMIZAREA COMPOZITIEI CHIMICE ÎN CORELATIE CU CARACTERISTICILE MECANICE ALE OTELULUI AUSTENITIC DE TIP Cr-Ni-Mo 10TiMoNiCr175

Dr.ing. Ioan Ilca , profesor - Institutul de inginerie Hunedoara
ing. Nicolae Pacurar , ing. Zoltan Szekely - S.C. SIDERURGICA S.A. Hunedoara

C.Z.: 669.15.194.56

Studiul privind cresterea calitatii produselor laminate din oteluri inoxidabile austenitice de tipul Cr-Ni-Mo-Ti reprezinta o continuare a cercetarilor industriale pentru otelurile de uz general.

Scopul lucrarii consta în cunoasterea nivelurilor de influenta a factorilor tehnologici pe fazele procesului de fabricatie asupra principalelor caracteristici calitative ale acestor oteluri, eliminând necesitatea efectuarii unor analize si încercari de laborator.

Rezultatele cercetarii se concretizeaza prin întocmirea unor diagrame de dependenta utile pentru practica industriala, care sa asigure cresterea nivelului calitativ la laminarea otelului 10TiMoNiCr175.

Compozitia chimica pentru otelul studiat, conform STAS-3583-87, este redata în tabelul 1.

Pentru a evidentia dependenta dintre natura materialului si caracteristicile obtinute, s-a efectuat analiza statistica, de corelatie si de regresie.

Analiza statistica si de corelatie

Ca variabile independente s-au considerat a fi elementele compozitiei chimice iar ca variabile dependente, caracteristicile mecanice.

Analiza statistica are în vedere determinarea parametrilor statistici.

Analiza de corelatie stabileste coeficientii de corelatie dintre caracteristicile mecanice si elementele chimice si, pe baza acestora, a coeficientilor ecuatiei de regresie, care este de tipul:

$$Y = a * X + b$$

Tabelul 1

- % -

	C	Mn	Si	S	P	Cr	Ni	Cu	Mo	Ti
Minim	-	-	-	-	-	16,50	10,50	-	2,00	5*(%C)
Maxim	0,80	2,0	1,0	0,03	0,05	18,50	13,50	0,30	2,50	0,80

Proprietatile mecanice cerute se încadreaza în limitele prevazute de tabelul 2

Tabelul 2

	$Rp_{0,2}$ N/mm^2	Rm, N/mm^2	A5, %	HB
Minim	210	500	40	130
Maxim	-	730	-	190

Experimentarile s-au efectuat pe un numar de 36 de sarje.

unde:

Y este variabila dependenta (caracteristica mecanica);
X - variabila independenta (elementul chimic);
a - coeficientul variabilei independente;
b - termenul liber al ecuatiei.

In cadrul analizei statistice, pentru fiecare variabila s-au calculat principalii parametri statistici:
- media aritmetica M;
- dispersia S;
- abaterea medie patratica σ;
- varianta V,

valorile obtinute fiind prezentate în tabelul 3.

Acesti parametri statistici permit determinarea:

Tabelul 3

	U.M.	M, %	σ	S	V, %
C	%	0,050	0,007	0,000	14,00
Mn	%	1,102	0,253	0,064	22,96
Si	%	0,416	0,087	0,008	20,91
Cr	%	17,420	0,412	0,170	2,37
Ni	%	12,050	0,878	0,771	7,29
Mo	%	2,269	0,103	0,011	4,54
Ti	%	0,437	0,080	0,006	18,31
$Rp_{0,2}$	N/mm^2	238,400	13,890	192,932	5,83
Rm	N/mm^2	578,800	40,180	1614,430	6,94
A5	%	54,560	6,295	39,627	11,54

- *coeficientilor de corelatie dintre caracteristica mecanica considerata si elementul chimic considerat;*
- *pe baza acestora, coeficientii ecuatiilor de regresie.*

Analiza de corelatie stabileste coeficientii de corelatie dintre variabilele dependente si variabilele independente (tab.4), precum si cota parte de influenta a variabilelor independente asupra variabilelor dependente (tab.5).

Coeficientii ecuatiilor de regresie si abaterea medie patratica în jurul dreptei de regresie pentru fiecare caracteristica mecanica sunt prezentate în continuare.

Pe baza acestor tabele s-a reprezentat poligonul de marca, care defineste domeniul optim al compozitiei chimice, cu garantarea caracteristicilor calitative.

Metodologia propusa pentru întocmirea acestui poligon consta în suprapunerea domeniilor limitative superioare si inferioare definite de abaterile medii patratice de la dreptele de regresie, pentru fiecare

Tabelul 4

	C	Mn	Si	Cr	Ni	Mo	Ti
$Rp_{0,2}$	0,339	-0,210	0,400	0,420	- 0,340	0,280	0,373
Rm	0,286	0,416	0,253	0,450	0,329	0,358	0,251
A5	- 0,38	0,437	- 0,240	- 0,320	0,452	0,233	- 0,640
HB	0,429	- 0,480	0,295	0,406	- 0,410	0,242	0,279

Tabelul 5

	C	Mn	Si	Cr	Ni	Mo	Ti
$Rp_{0,2}$	11,49	4,41	16,00	17,64	11,56	7,84	13,91
Rm	8,18	17,31	6,40	20,25	10,82	12,82	6,30
A5	0,00	19,10	5,76	10,24	20,43	5,43	40,96
HB	18,40	23,04	8,70	16,48	16,81	5,86	7,78

Tabelul 6

Coeficientii ecuatiilor de regresie pentru *LIMITA DE CURGERE*
Regression equation coefficient for *PROOF STRESS*

$Rp_{0,2}$	C	Mn	Si	Cr	Ni	Mo	Ti
a	673,70	- 11,80	64,14	14,16	- 5,33	30,96	64,60
b	204,60	251,40	21,17	- 8,44	302,60	168,10	210,20

Tabelul 7

Coeficientii ecuatiilor de regresie pentru *REZISTENTA LA RUPERE*
Regression equation coefficient for *UTS*

Rm	C	Mn	Si	Cr	Ni	Mo	Ti
a	1643,00	66,07	117,40	43,89	15,04	139,30	125,80
b	496,40	506,00	529,90	- 186,00	397,60	262,70	523,90
S	38,51	36,55	38,87	35,89	37,95	37,51	38,90

Tabelul 8

Coeficientii ecuatiilor de regresie pentru *ALUNGIRE*
Regression equation coefficient for *ELONGATION*

A5	C	Mn	Si	Cr	Ni	Mo	Ti
a	- 340,00	10,88	- 17,60	- 4,93	3,24	14,19	- 26,60
b	71,62	42,57	61,90	140,50	15,52	22,35	66,19
S	5,83	5,66	6,11	5,96	5,65	6,12	5,92

Tabelul 9

Coeficientii ecuatiilor de regresie pentru *DURITATEA BRINELL*
Regression equation coefficient for *BRINELL HARDNESS*

HB	C	Mn	Si	Cr	Ni	Mo	Ti
a	429,90	- 23,00	41,10	11,89	- 5,57	28,21	130,00
b	126,80	173,70	131,20	- 58,80	215,40	84,32	11,58
S	11,68	10,57	11,52	11,02	11,02	11,70	11,80

Tabelul 10

Compozitia chimica optima de realizat
Optimal analysis aimed

- % -

	Minim	Maxim
C	0,051	0,067
Mn	1,01	1,34
Si	0,43	0,61
Cr	17,67	18,91
Ni	11,60	12,75
Mo	2,26	2,42
Ti	0,46	0,62

Tabelul 11

Valorile asteptate pentru caracteristicile mecanice luate în considerare
The values desired for mechanical characteristics

	U.M.	Minim	Maxim
$Rp_{0,2}$	N/mm^2	235,40	251,22
Rm	N/mm^2	560,61	610,07
A5	%	48,88	54,78
HB	HB	146,55	158,42

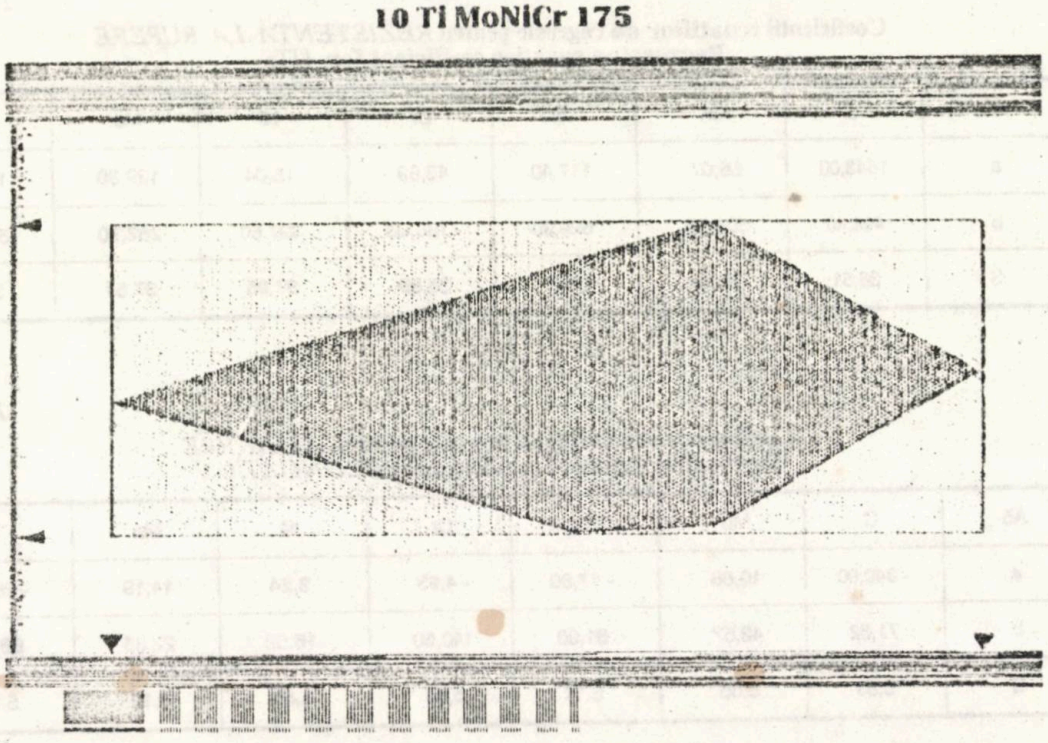


Fig. 1
Poligonul de marca

caracteristica mecanica si element de compozitie chimica.

Din intersectia acestora rezulta poligonul de marca (fig.1) care va determina:

- *Compozitia chimica optima de realizat pentru principalele elemente chimice, care va asigura constanta nivelului calitativ fara a mai fi nevoie de efectuarea încercarilor mecanice, dupa prelucrarea prin deformare plastica la cald (tab.10).*
- *Valorile asteptate pentru caracteristicile mecanice luate în considerare (tab.11).*

STIRI

Brevet nr. 108809B

Fonte feritice în stare bruta de turnare, în piese cu pereti începând de la 2,8 mm grosime, cu proprietati mecanice ridicate: τ_o : 450 N/mm^2 δ : 6-9%, K_{cu}: 2 - 2,5 da J (cm^2)HB - 200 - 230 (pentru duritate în sectiunea de 2,8 mm).

Contractie finala si retasura: apropiata de cea a fontelor cenusii si obisnuite.

Încercarile au fost efectuate la cea mai mare turnarie independenta din Statele Unite: Campbell, Wiyant, Cannon Co. div. a concernului Textron din Muskegon, Michigan.

Ing. Bolintineanu Gheorghe, Bucuresti, România

INFLUENTA CALITATII COCSULUI ASUPRA OXIDARII ANOZILOR DE CARBUNE FOLOSITI LA FABRICAREA ALUMINIULUI

Dr.chim. Ioan Galasiu, dr.chim. Rodica Galasiu - Institutul de Chimie Fizica Bucuresti

C.Z.: 662.741.3

Cocsul de petrol calcinat utilizat la fabricarea anozilor pentru industria aluminiului poate varia apreciabil atât ca proprietati fizice, cât si ca nivel de impuritati. Desi se cunoaste faptul ca aceste variatii ale proprietatilor duc la anozi cu proprietati diferite [1], [2], lucrarile publicate despre acest subiect sunt limitate ca scop si uneori contradictorii. Câteva exemple sunt date mai jos.

Dupa **Rhedey** [3], consumul suplimentar de anozi (consumul în plus fata de cel electrolitic) descreste odata cu cresterea densitatii de volum a cocsului, descresterea temperaturii de calcinare si cresterea continutului de sulf. **Kolodin** si **Nikitin** [4] leaga descresterea consumului de anozi la electroliza de cresterea densitatii reale a cocsului (care creste odata cu temperatura de calcinare). Aceiasi autori raporteaza cresterea consumului de anozi la cresterea continutului total de cenusa.

Dupa **Jones** si **Hildebrandt** [5], consumul de anozi creste odata cu cresterea porozitatii anozilor în domeniul 1 - 10 μm.

Nikitin si **Barashkova** [6] au gasit ca densitatea aparenta a anozilor creste, iar rezistivitatea electrica descreste odata cu cresterea densitatii reale a cocsului.

Probabil cel mai complex studiu despre influenta proprietatilor cocsului asupra proprietatilor anodului a fost efectuat de **Lazarev** si colaboratori [7], care au masurat opt proprietati ale cocsului si cinci proprietati ale anodului pentru 20 tipuri de cocs. Cu toate acestea, nu au gasit nici o corelatie acceptabila între proprietatile cocsului si proprietatile anodului.

Influenta calitatii cocsului asupra oxidarii anozilor

Calitatea anozilor este în functie de tehnologia de fabricare a lor si de calitatea cocsului si a smoalei. In figurile 1 si 2 se vede dependenta dintre reactivitatea cocsului în CO_2 si în aer si reziduul rezultat în reactiile de oxireactivitate si carboxireactivitate [8]. Se vede influenta foarte favorabila pe care cocsul de joasa reactivitate o are asupra reactiilor de oxidare în aer si în CO_2 a anozilor.

Aceste rezultate favorabile au fost imediat aplicate în uzinele de fabricare a aluminiului pentru micsorarea consumului de anozi si s-a cautat înlocuirea

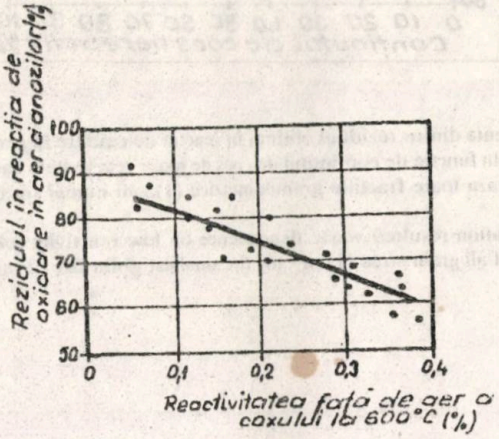


Fig. 1

Dependenta dintre oxireactivitatea cocsului si reziduul obtinut în reactia de oxidare în aer a anozilor

Coke oxyreactivity dependence on waste resulted after anode air oxidation

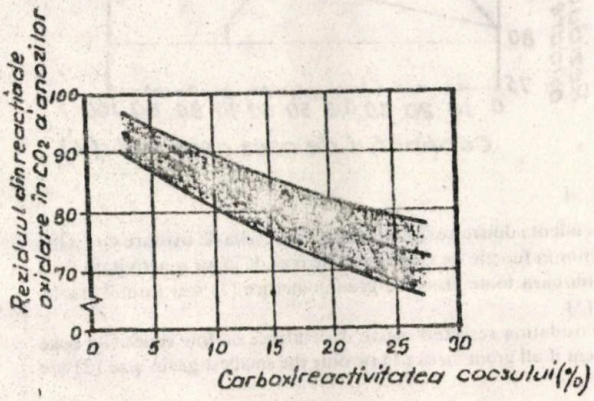


Fig. 2

Dependenta dintre carboxireactivitatea cocsului si reziduul obtinut în reactia de oxidare în CO_2 a anozilor

Coke carboxyreactivity dependence on waste resulted after anode oxidation in CO_2

totala a cocsului cu cocs de joasa reactivitate [9]. Dar, pe plan mondial, cocsul de joasa reactivitate este greu de gasit si este putin probabil sa existe pentru toate uzinele de aluminiu [10]. Pe de alta parte, acest fel de cocs este foarte scump si este de preferat sa se utilizeze cât mai putin.

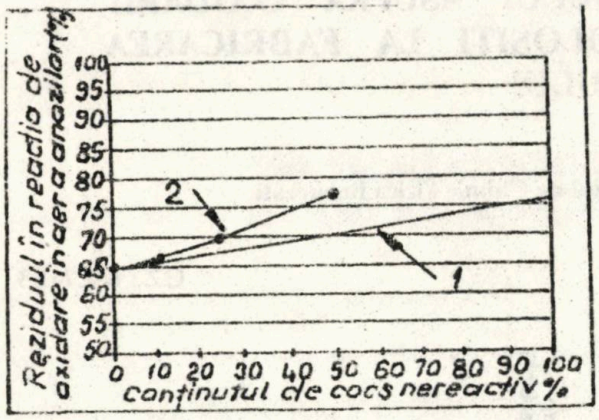


Fig. 3

Dependenta dintre reziduul obtinut în reactia de oxidare în aer a anozilor în functie de continutul de cocs de joasa reactivitate daca se utilizeaza toate fractiile granulometrice (1) sau numai fractia fina

Air oxidation resulted waste dependence on low reactivity coke content if all grain sizes (1) or only the smallest grain size (2) are used

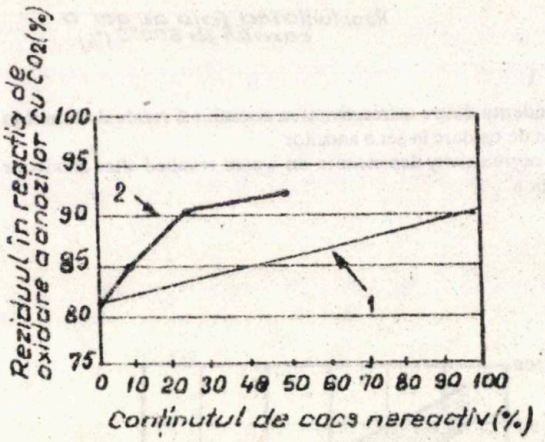


Fig. 4

Dependenta dintre reziduul obtinut în reactia de oxidare cu CO_2 a anozilor în functie de continutul de cocs de joasa reactivitate daca se utilizeaza toate fractiile granulometrice (1) sau numai fractia fina (2)

CO_2 oxidation resulted waste dependence on low reactivity coke content if all grain sizes (1) or only the smallest grain size (2) are used

Pentru a rezolva aceasta problema, **Tonti** si colaboratorii [8] au utilizat pentru prepararea anozilor cocs de joasa reactivitate, în diverse proportii, dar numai sub forma de fractie fina. Rezultatele obtinute pentru reactivitatea în aer sunt date în figura 3. Aceste rezultate arata ca, daca se adauga în reteta doar cocs fin granulat, rezultatele sunt mult mai bune decât daca se adauga toate granulatiile.

Rezultate asemanatoare se obtin si pentru reactia de oxidare cu CO_2, asa cum se vede în figura 4. Prin adaugarea de cocs de joasa reactivitate în compozitia anozilor, carboxireactivitatea lor scade (creste reziduul în reactia de carboxireactivitate). Si în acest caz, rezultatele sunt mai bune în caz ca se utilizeaza doar fractia fina.

Figurile 3 si 4 arata ca oxi- si carboxireactivitatea anozilor se reduce de doua ori mai mult daca se foloseste cocs de joasa reactivitate fin granulat, decât daca se folosesc toate fractiile granulometrice.

Influenta temperaturii de calcinare a cocsului si a temperaturii de coacere a anozilor asupra proprietatilor anozilor

Temperatura de calcinare a cocsului de petrol si temperatura de coacere a anozilor sunt doar doua dintre multele variabile de care depinde obtinerea anozilor de carbune folositi la fabricarea aluminiului.

Belitskus [11] a efectuat un studiu interesant privind influenta celor doua variabile asupra proprietatilor anozilor obtinuti. Pentru aceasta, el a folosit cocs de petrol obisnuit, calcinat industrial la trei temperaturi: 1150, 1250 si 1350°C din care a preparat anozi, copti de asemenea la temperaturi diferite, si le-a studiat proprietatile fizico chimice. Prezentam mai jos unele din rezultatele obtinute de acest autor.

Contractia anozilor în timpul coacerii

Rezultatele se vad în figura 5. Contractia a fost aceeasi la anozii calcinati la 950°C, indiferent de temperatura de calcinare a cocsului, si creste odata cu cresterea temperaturii de coacere a anozilor. Contractia cea mai mare este pentru anozii fabricati cu cocsul calcinat la temperatura joasa.

Aceste rezultate pot fi interpretate astfel: pentru anozii care contin cocs calcinat la temperatura medie si înalta, cresterea contractiei la cresterea temperaturii de coacere a anozilor este asociata cu conversia smoalei în cocs si în consecinta are loc

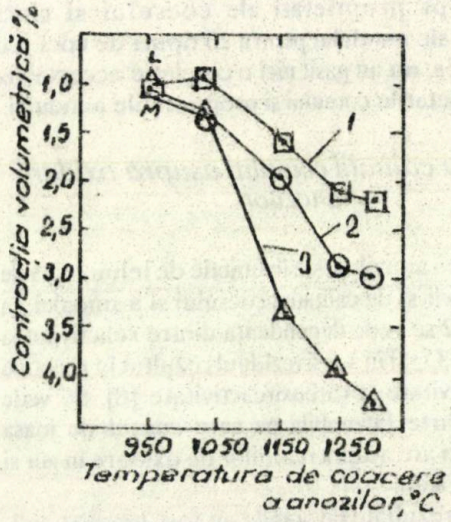


Fig. 5

Contractia anozilor în functie de temperatura lor de coacere

Anode contraction depending on firing temperature

contractia cu temperatura datorita calcinarii din ce în ce mai avansate a smoalei. Pentru anozii care contin cocs calcinat la temperatura joasa (1150°C), peste contractia smoalei la calcinare se suprapune contractia cocsului la temperaturi mai mari decât temperatura de calcinare a acestuia.

Densitatea aparenta

Rezultatele sunt date în figura 6. In general, densitatea aparenta creste la cresterea temperaturii de coacere a anozilor. Densitatea aparenta trebuie corelata cu contractia la coacere. Deoarece temperatura de coacere a anozilor care contin cocs calcinat la temperatura înalta nu depaseste aceasta temperatura, densitatea aparenta ramâne relativ constanta la temperaturi mari de coacere. Pentru anozii

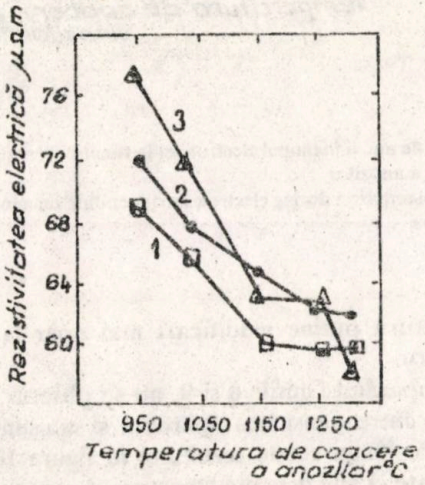


Fig. 6

Densitatea aparenta a anozilor în functie de temperatura lor de coacere

Anode bulk density dependence on firing temperature

continând cocs calcinat la temperatura medie, densitatea aparenta creste la temperaturi ridicate de coacere a anodului. Pentru anozii continând cocs calcinat la temperatura joasa, densitatea aparenta creste mult la temperaturi ridicate de coacere a anozilor, deoarece agregatele de cocs se contracta odata cu cocsul de smoala. In acest fel se formeaza mai putine crapaturi si pori si, deci, creste densitatea.

Rezistivitatea electrica

Rezultatele sunt date în figura 7. Pentru temperaturi joase de coacere a anozilor (950-1050°C) se observa o scadere a rezistivitatii anodului odata cu cresterea temperaturii de calcinare a cocsului. Pentru temperaturi mai mari de coacere a anozilor, se produce o inversare, astfel ca anodul preparat din cocs cu temperatura de calcinare mai joasa are rezistivitatea electrica mai mica decât anodul preparat cu cocs calcinat la temperatura ridicata. Din figura 7 se

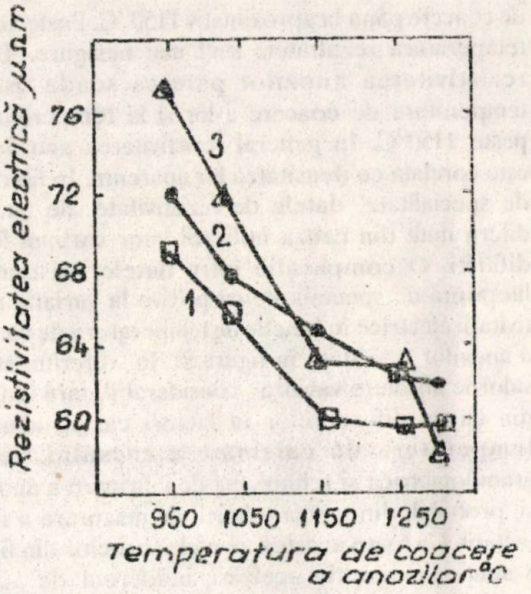


Fig. 7

Rezistivitatea electrica a anozilor în functie de temperatura lor de coacere

Anode resistivity dependence on firing temperature

vede ca, atunci când temperatura de coacere a anozilor este mai mica decât temperatura de calcinare a cocsului, rezistivitatea electrica a anodului descreste când temperatura de calcinare a cocsului sau de coacere a anodului creste. Pentru toate temperaturile de calcinare ale cocsului, rezistivitatea anodului descreste puternic la cresterea temperaturii

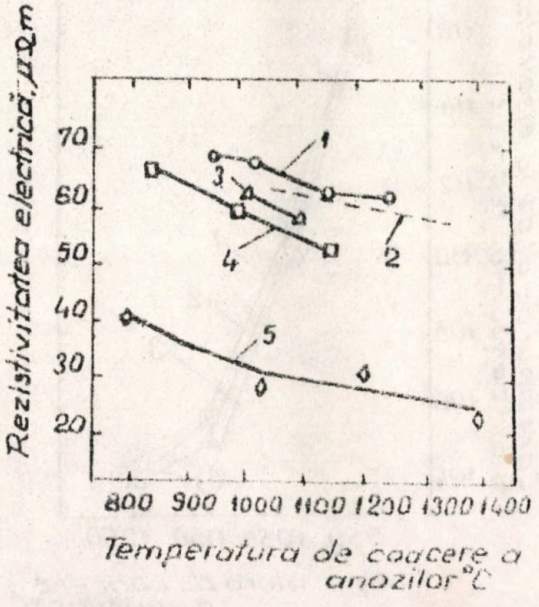


Fig. 8

Rezistivitatea electrica în functie de temperatura de coacere a anozilor

Anode resistivity dependence on firing temperature

de coacere pâna la aproximativ 1150°C. Peste aceasta temperatura rezultatele sunt mai nesigure. Totusi, rezistivitatea anozilor pare sa scada usor la temperatura de coacere a lor si la temperaturi de peste 1150°C. In general rezistivitatea anozilor nu este corelata cu densitatea lor aparenta. In literatura de specialitate, datele de rezistivitate ale anozilor difera mult din cauza utilizarii unor carbuni foarte diferiti. O comparatie între datele existente în literatura de specialitate cu privire la variatia rezistivitatii electrice în functie de temperatura de coacere a anozilor este data în figura 8. In diferite studii, valorile absolute variaza considerabil, fara îndoiala din cauza diferentelor în factori ca: structura si temperatura de calcinare a cocsului, reteta granulometrica si tehnologia de fabricare a anozilor si, probabil, din cauza tehnicii de masurare a rezistivitatii. Cu toate acestea, pantele curbelor din figura 8 sunt aproximativ acelcasi, indiferent de autorii rezultatelor. Astfel, rezistivitatea electrica scade cu aproximativ 8 μ Ω m/100°C pentru anozi copti în intervalul 1150-1400°C.

Consumul de anozi în timpul electrolizei

In figura 9 se da consumul relativ raportat la consumul teoretic. Nu se observa o influenta vizibila a temperaturii de calcinare a cocsului asupra consumului de anozi la electroliza. Consumul scade drastic odata cu cresterea temperaturii de coacere a anozilor si se stabilizeaza la temperatura de 1150°C. Ca si în cazul rezistivitatii electrice, peste aceasta temperatura putine modificari mai apar la acest parametru.

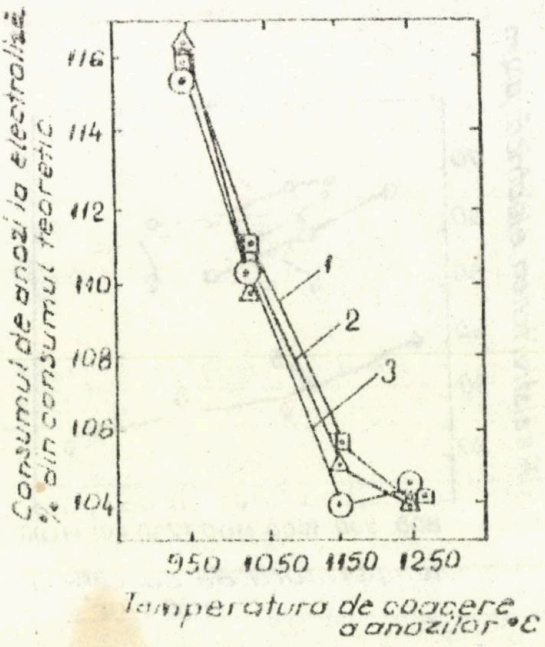


Fig. 9

Consumul de anozi în timpul electrolizei în functie de temperatura de coacere a anozilor

Anode consumption during electrolysis depending on anode firing temperature

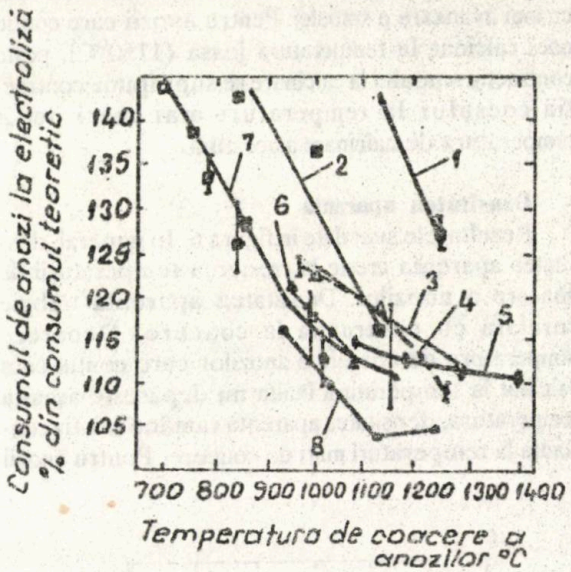


Fig. 10

Consumul de anozi în timpul electrolizei în functie de temperatura de coacere a anozilor

Anode consumption during electrolysis depending on anode firing temperature

Comparând figurile 6 si 9, nu se observa nici o corelatie între densitatea aparenta si consumul de anozi. Pe lânga aceste rezultate, în figura 10 sunt prezentate si alte date din literatura de specialitate. Se vede ca este o mare diferenta între rezultatele diversilor autori. Multe dintre ele se datoreaza unor conditii diferite de lucru, cum sunt: compozitia electrolitului, densitatea de curent, timpul de electroliza etc. **Hollingshead** si **Braunwarth** [14] au aratat ca acesti factori influenteaza rezultatele. In plus, cocsul utilizat pentru obtinerea anozilor si modul de fabricare al acestora au fara îndoiala un efect major asupra consumului de anozi.

In ciuda acestor mari diferente de valori absolute, pantele curbelor de consum de anozi în functie de temperatura de coacere a anozilor sunt în concordanta unele cu altele. La temperaturi joase de calcinare a anozilor, consumul scade cu 5% pentru o crestere a temperaturii de coacere a anozilor de 100°C. La temperaturi mari de coacere a anozilor, variatia consumului este de 1-2% pentru o crestere a temperaturii de coacere cu 100°C.

Aceste rezultate arata ca un consum în exces de anozi de carbune în timpul electrolizei se datoreaza în general diferentei de reactivitate între agregatele de cocs si carbonul rezultat din calcinarea smoalei. Se presupune însa ca, la o temperatura de coacere a anozilor de 1150°C, diferentele de reactivitate sunt minime deoarece la aceasta temperatura carbunele

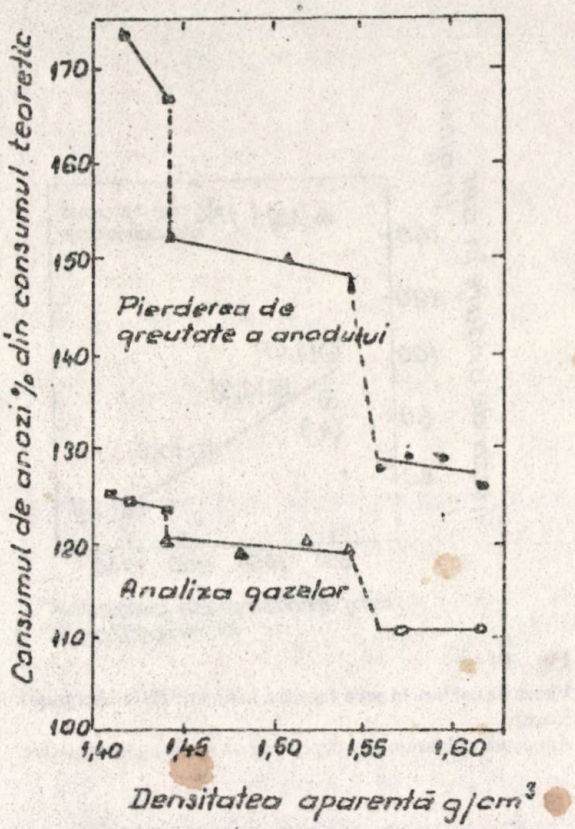


Fig. 11

Dependenta consumului de carbune de densitatea aparenta pentru anozi copti la temperaturi diferite: - 970°C ; 1100°C; 1250°C
Coal consumption dependence on bulk density for anodes fired at various temperatures: - 970°C ; 1100°C; 1250°C

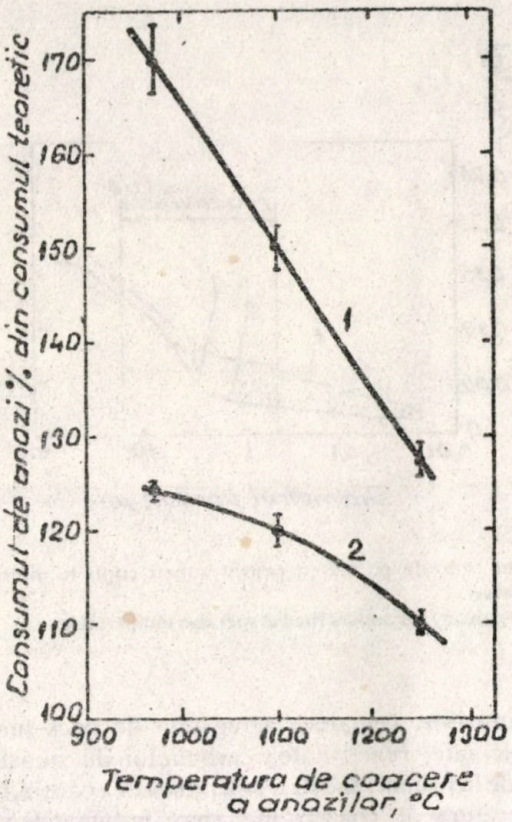


Fig. 12

Variatia consumului de anozi de carbune cu temperatura lor de coacere prin: 1 - masurarea pierderii în greutate a anodului; 2 - masuratori de analiza a gazelor degajate la electroliza
Carbon anodes consumption variation with their firing temperature : 1 - by measuring weight loss; 2 - by measuring freed gas

rezultat din calcinarea smoalei are o structura destul de ordonata si o reactivitate mica.

Müftüoglu, Thonstad si Øye [15] fac distinctie între consumul de anozi la electroliza masurat prin analiza gazelor si consumul masurat prin pierderea în greutate a anodului. In primul caz, consumul în exces se datoreaza doar oxidarii carbonului de catre CO_2, pe când în al doilea caz se masoara si consumul suplimentar datorita formarii spumei de carbune [17], [18].

Conform figurii 11, consumul de carbune calculat din analiza gazelor nu variaza cu densitatea aparenta pentru anozii vibrati, copti la 1250°C [15]. Se vede doar o mica crestere a consumului odata cu descresterea dnsitatii aparente pentru anozii copti la 1100 si 970°C. Deoarece nu exista o diferenta semnificativa în distributia porilor pentru probele coapte la aceeasi temperatura, aceste rezultate sunt în concordanta cu ipoteza ca reactia de oxidare a carbonului cu CO_2 este limitata la suprafata de acces a gazului oxidant [19]-[22]. In general este acceptat faptul ca aceasta suprafata este data de porii cu diametrul cuprins între 0,5 si 15 μm [20], [21].

Consumul de carbon calculat din pierderea de greutate a anodului nu pare sa varieze semnificativ cu densitatea aparenta pentru anozi copti la 1250°C. Aceasta arata o contributie constanta a spumei de carbune la consumul acestor anozi în domeniul de densitate 1,615 - 1,56 g/cm^3.

Totusi, consumul de carbon creste cu descresterea densitatii aparente, asa cum se vede în figura 11.

Explicatia acestei comportari se afla din diferentele care exista în modul de preparare a anozilor. O densitate aparenta mica se obtine prin reducerea temperaturii de amestecare si/sau reducerea presiunii la formarea anozilor. La o scadere a acestor doi parametri rezulta o mai slaba aderenta a smoalei la particulele de cocs, deci o mai slaba rezistenta mecanica a anozilor si o densitate aparenta mai mica. Efectul presiunii de formare a anozilor asupra consumului de carbune la electroliza a fost aratat în alte lucrari [23], [24]. Pentru anozii calcinati la 970°C, cantitatea de spuma de carbune variaza mult cu densitatea anozilor, din cauza ca smoala nu este bine calcinata si anodul se dezintegreaza foarte usor.

Dependenta consumului de carbune de temperatura de coacere este data în figura 12. Consumul de carbon determinat prin ambele metode arata o puternica dependenta de temperatura de coacere, cunoscându-se faptul ca acesta este un parametru important care influenteaza performan-

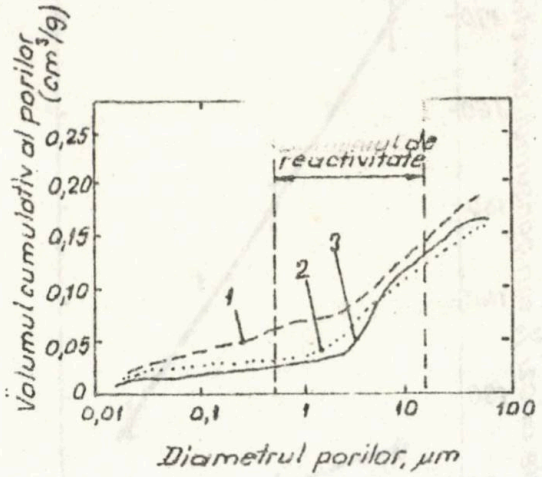


Fig. 13
Spectrul tipic de porozitati pentru anozii copti la diferite temperaturi
Typical porosity for anodes fired at various temperatures

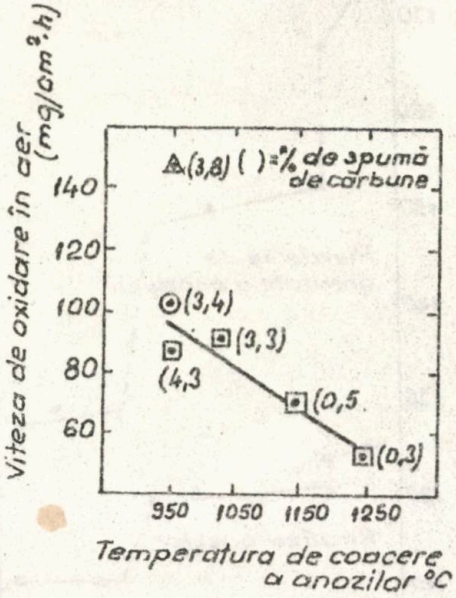


Fig. 14
Viteza de oxidare în aer a anozilor, în functie de temperatura lor de coacere
Anode air oxidation rate depending on its firing temperature

tele anozilor. Deoarece agregatele de cocs sunt precalcinate, reactivitatea carbunelui de smoala depinde în primul rând de temperatura de coacere. O temperatura de coacere mai mare îmbunatateste structura cristalina a carbunelui de smoala, micsorând diferenta între reactivitatea lui si cea a agregatelor de cocs.

Variatia porozitatii în anozii copti la diferite temperaturi este aratata în figura 13. Cresterea consumului de anozi din analiza gazelor se coreleaza bine cu proportia mai mare de pori cu diametrul cuprins între 0,5 si 15 μm la temperaturi joase de coacere. O descrestere a temperaturii de coacere de la 1250 la 1100°C provoaca o crestere a consumului de carbune cu aproximativ 10%, iar o urmatoare descrestere a temperaturii de coacere la 970°C provoaca înca o marire a consumului de carbune cu 4%. In proportii asemanatoare creste si porozitatea anodului prin descresterea temperaturii de coacere.

Cresterea puternica a consumului masurat prin pierderea de greutate a anodului odata cu scaderea temperaturii lui de coacere reflecta faptul ca ia nastere o cantitate mai mare de spuma de carbune, ca urmare a unui atac mai pronuntat asupra cocsului de smoala, mult mai reactiv daca este insuficient calcinat. Rata de crestere a consumului total de carbune calculata din curba 1, figura 12, este de 18,5% pentru o descrestere cu 100°C a temperaturii de coacere. Valori între 4 si 18%/100°C au mai fost date în literatura [14], [16], [19], [23], [25], cele mai mici valori fiind obtinute pentru anozii preparati în laborator.

Viteza de oxidare în aer

Rezultatele obtinute de **Belitskus** [11] sunt date în figura 14. Pentru anozii care contin cocs calcinat la temperatura mare, viteza de oxidare în aer scade la cresterea temperaturii de coacere a acestora. Pentru anozii copti la temperatura de 950°C, viteza de oxidare în aer descreste cu 30% pentru cresterea temperaturii de calcinare a cocsului de la 1150 la 1250°C, dar nu mai scade la o crestere a acestei temperaturi la 1350°C. Deci, viteza de oxidare în aer descreste atât odata cu cresterea temperaturii de calcinare a cocsului, cât si odata cu temperatura de coacere a anozilor. Viteza de oxidare a fost mare pentru un anod continând cocs calcinat la temperatura joasa si copt la 950°C. Pentru anozii

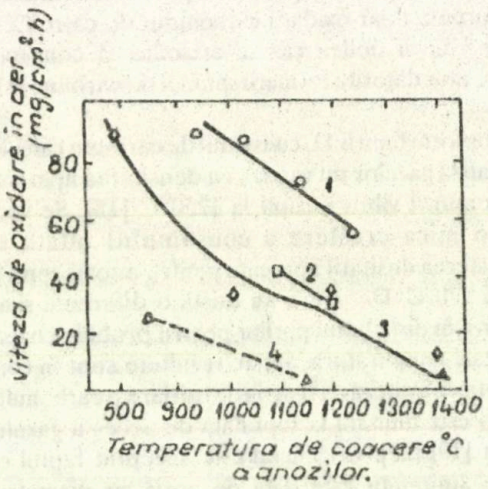


Fig. 15
Viteza de oxidare în aer a anozilor, în functie de temperatura lor de coacere a acestora
Anode air oxidation rate depending on its firing temperature

continând cocs calcinat la temperatura înalta, cantitatea de praf de carbune creste odata cu descresterea temperaturii de coacere, aratând ca pierderea în greutate a anozilor datorita oxidarii diferentiale a cocsului de smoala creste odata cu descresterea temperaturii de coacere. Nu s-a gasit nici o corelare între densitatea aparenta a anozilor si viteza lor de oxidare în aer.

In figura 15 sunt date rezultatele obtinute de mai multi autori cu privire la variatia oxireactivitatii anozilor în functie de temperatura lor de coacere. Ca si în cazul consumului de anozi la electroliza, rezultatele difera mult între ele. Diferentele se datoreaza structurii diferite a cocsului, temperaturii diferite de calcinare a cocsului si a anozilor, tehnologiilor diferite folosite la obtinerea lor etc. In plus, conditiile de efectuare a masuratorilor difera considerabil. Totusi, exista o concordanta rezonabila între pantele din figura 15 date de diversi autori. Descresterea vitezei de oxidare în aer pentru o crestere cu 100°C a temperaturii de coacere a anozilor este de 8-12 $mg/cm^2 \cdot h$.

Reactiile de oxidare ale anozilor mai sunt influentate si de impuritatile din carbuni sau smoala, acestea putând cataliza sau inhiba oxidarea anozilor. Amanunte despre acest subiect sunt date în alt articol [27].

BIBLIOGRAFIE

[1] **Galasiu I., Galasiu R.**- In: Metalurgia, nr.3-4, România, 1994, p.12

[2] **Galasiu I., Galasiu R.**- In: Metalurgia, nr.9, România, 1994

[3] **Rhedey P.**: In Light Metals, Anglia, 1971, p.385

[4] **Kolodin E.A., Nikitin V.Ya.** In: Tsavet.Met., 8, U.R.S.S., 1982, p.44

[5] **Jones S.S., Hildebrandt R.D.**- In: Light Metals, Anglia, 1974, p.901

[6] **Nikitin V.Ya., Barashkova L.N.**- In: Tsvet.Met., 6, U.R.S.S., 1983, p.56

[7] **Lazarev V.D., Yanko E.A., Anokhin Yu.M., Neudachina I.P., Lazareva L.V.**- In: Tsvet.Met., 1, U.R.S.S., 1982, p.49

[8] **Tonti R.T., Zabreznik R.D., Ries K.**- In: Light metals, Anglia, 1992, p.635

[9] **Vogt M.F.**, Zabreznik R.D.- In: Light Metals, Anglia, 1989, p.443

[10] **Mannweiller V., Rodriguez D., Schmidt-Hatting Maitland A.**- In: Light Metals, Anglia, 1989, p.449

[11] **Belitskus D.L.**- In: Light Metals, Anglia, 1991, p.557

[12] **Brandtzaeg S.R., Lid O., Arntzen J.**- In: Light Metals, Anglia, 1987, p.597

[13] **Rey Boero J.F.**- In: Light Metals, Anglia, 1988, p.211

[14] **Hollingshead E.A., Braunwarth V.A.**: Extractive Metallurgy of Aluminium, vol.2, Interscience Publishers, New York, 1962, p.31

[15] **Müftüoglu T., Thonstad J., Øye H.A.**- In: Light Metals, Anglia, 1986, p.557

[16] **Dorin R., Gardner H.J., Kolko S.R., Osborne J.A.**- In: Light Metals, Anglia, 1980, p.455

[17] **Galasiu I., Galasiu R.**: Rev.Roumaine Chim. (sub tipar)

[18] **Galasiu I., Galasiu R.**: Revista de Chimie (sub tipar)

[19] **Farr - Wharton** - In: Electrochim Acta, 25, Anglia, 1980, p.217

[20] **Fischer W.K., Perruchoud R.**- In: Light Metals, Anglia, 1985, p.811

[21] **Turkdogan E.T., Olsson R.G., Vinters J.V.**: Carbon, 8, Anglia, 1970, p.454

[22] **Zuca S., Galasiu I., Onisor M.**- In: Metalurgia, 30, România, 1978, p.530

[23] **Rhedey P.J.** In: Light Metals, Anglia, 1971, p.385

[24] **Petrov N.**: Khim. Topl., 14, U.R.S.S., 1980, p.60

[25] **Holdner D.N., Nodkarni S.K., Du Tremblay D.**- In: Light Metals, Anglia, 1983, p.797

[26] **Rey Boero J.F.** In: Light Metals, Anglia, 1981, p.441

[27] **Galasiu I., Galasiu R**: Metalurgia (sub tipar)

REVISTA REVISTELOR

WIRE INDUSTRY, *Anglia, nr.1, 1994*

- *Studiul trefilarii cu vibratii ultrasonice, p.31*
- *Depasirea dificultatilor la masurarea diametrului firului trefilat, p.35*
- *Utilizarea aparaturii electronice pentru controlul calitatii la fabricarea arcurilor, p.38*
- *Recircularea deseurilor de cabluri, p.40*
- *Încercarile uzinale ale cordurilor metalice si analiza rezultatelor cu ajutorul calculatorului si al unui nou instrument al firmei Meraster, p.43*

CERCETARI PENTRU MODERNIZAREA INSTALATIILOR DE TRATAMENT TERMIC AL BENZILOR LAMINATE LA RECE, ÎN VEDEREA MARIRII PRODUCTIVITATII SI FIABILITATII ÎN EXPLOATARE

Ing. Radu Varlan, ing. Petre Oane, ing. Mihail Sandru - S.C. I.C.P.P.A.M. S.A. Galati

C.Z.: 621.785.3

Cresterea productivitatii instalatiilor de tratament termic al benzilor laminate la rece

Recoacerea de recristalizare aplicata rulourilor de banda din otel laminat la rece din productia C.S. "SIDEX" S.A. se aplica în cuptoare-clopot cu încarcatura tip monostiva, sub mufla de protectie, în prezenta gazului de protectie compus din 4–8% H_2 si 96–92% N_2.

Tratamentul de recoacere consta în încalzirea stivei de rulouri pâna la temperatura de palier situata între 680 si 720°C, mentinerea pentru recristalizare si racirea sub mufla pâna la cca 100°C.

Racirea decurge pe principiul schimbului de caldura în mediu gazos prin convectie fortata în prima faza (agitarea intensa a gazului de protectie racit sub mufla) si prin suplimentarea racirii cu un clopot cu aer ventilat în sens ascendent pe exteriorul muflei în a doua faza.

In cazul recoacerii în cuptoare clopot, cresterea vitezei de racire este limitata, pe de o parte, datorita conductibilitatii scazute a atmosferei de protectie cu continut de azot si, pe de alta parte, datorita capacitatii scazute de racire a aerului în cazul racirii exterioare.

Pentru cresterea productivitatii instalatiei de tratament, scurtarea ciclului este cea mai buna solutie, dar performantele cuptorului nu permit interventia în faza de incalzire pentru o crestere a vitezei de încalzire.

De asemenea, timpul de mentinere în palier nu poate suferi modificari importante în sensul scurtarii acestuia deoarece recristalizarea trebuie sa aiba loc în toata masa rulourilor în mod egal pe întreaga sectiune.

Fara modificari esentiale în instalatie, este posibila scurtarea ciclului de tratament prin reducerea timpului de racire. Procedeul presupune intensificarea racirii exterioare a muflei de protectie prin utilizarea a doua medii de racire: aer si apa.

În acest scop, clopotul de racire este adaptat pentru a putea asigura atât insuflarea de aer pe suprafata muflei, cât si stropirea acesteia cu apa.

Experimentele industriale efectuate pe instalatiile de tratament termic din Laminorul de benzi la rece al C.S. "SIDEX" S.A. s-au derulat prin aplicarea acestui procedeu pe un soclu de recoacere, cu un clopot de racire modificat.

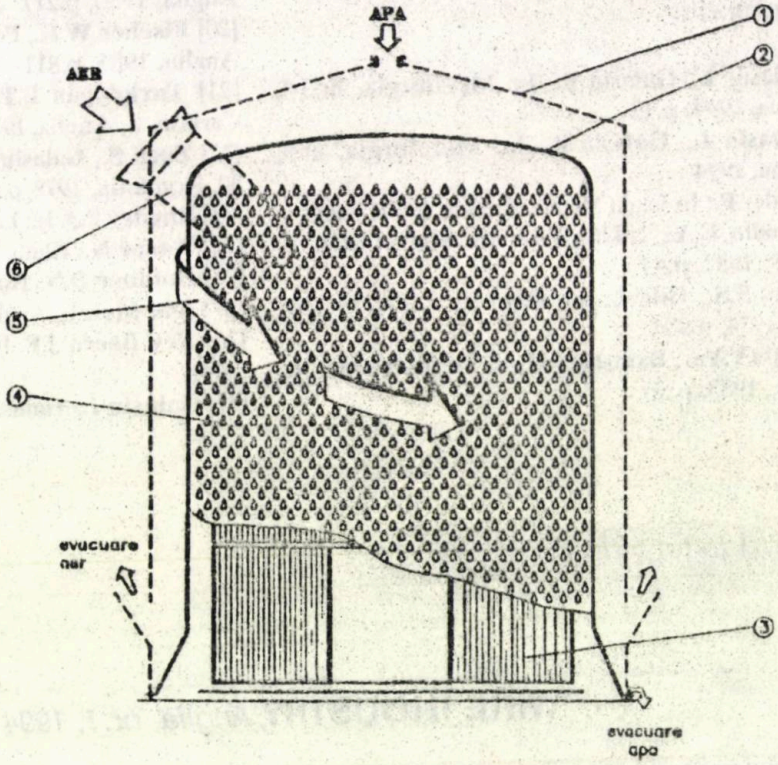


Fig. 1

Principiul racirii accelerate aer - apa, sub clopot de racire, a rulourilor de banda laminata la rece, dupa tratamentul de recoacere. 1 - clopot de racire; 2 - mufla de protectie; 3 - stiva de rulouri de banda supusa recoacerii; 4 - pelicula de apa; 5 - aer turbionar; 6 - ventilator cu insuflare tangentiala

The principle of accelerating air - water cooling under bell of cold rolled strip coils after annealing. 1 - cooling bell, 2 - muffle; 3 - annealing strip coils stack; 4 - water film; 5 - eddy air; 6 - tangential air fan

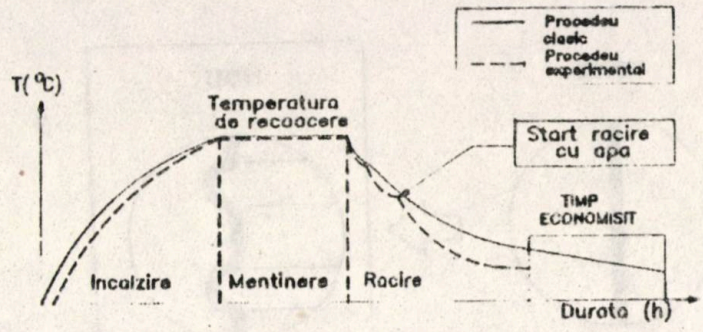


Fig. 2

Diagrama de tratament termic, cu evidentierea timpului economisit prin aplicarea racirii cu apa

Heat treatment diagram emphasizing time reduction by water cooling

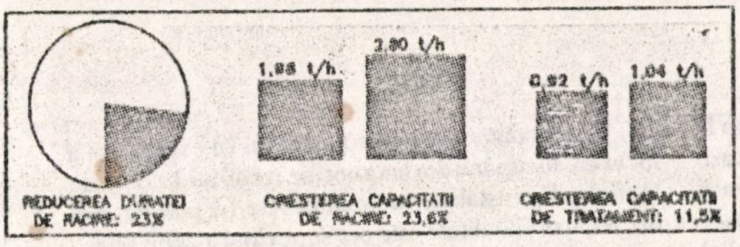


Fig. 3

Realizari obtinute prin aplicarea racirii accelerate aer - apa

Results of accelerated air - water cooling

La un clopot de racire existent, ventilatorul montat la partea superioara, destinat absorbtiei aerului, a fost demontat, în locul lui instalându-se trei ventilatoare de putere mai mica, montate tangential pe circumferinta clopotului aproape de bolta acestuia. Cele trei ventilatoare refuleaza aerul absorbit din atmosfera halei sub forma de turbion, pe suprafata muflei.

Apa de racire a fost asigurata prin montarea în bolta clopotului a unei conducte inelare prevazute cu duze de stropire.

Jeturile de apa formeaza o pelicula în curgere continua pe toata suprafata muflei, asigurând o racire suplimentara a gazului de protectie recirculat sub mufla.

In figura 1 este prezentat principiul noului procedeu de racire.

Problema introducerii unui mediu de racire mai energic determina aparitia unor fenomene de contractie în peretele muflei de protectie, în zona de etansare a acesteia pe soclul de recoacere, care ar putea genera craparea sudurilor si patrunderea de aer în atmosfera de protectie.

Experimentele efectuate au demonstrat ca sub temperatura de 400°C masurata pe rulou, ceea ce reprezinta o temperatura a muflei de cca 300°C, fenomenul de contractie nu mai prezinta pericol.

Pe de alta parte, în cazul racirii cu aer, viteza de racire a încarcaturii scade simtitor odata cu temperatura rulourilor, ajungând ca sub 350°C curba de racire sa fie aproape orizontala (5-6°C/h).

Tinând seama de aceste doua aspecte, în faza de experimentari industriale, racirea cu apa s-a declansat în momentul când indicatiile din panoul AMC ajungeau la 390-400°C - temperatura ruloului.

Pentru a demonstra eficacitatea noului sistem de racire s-a procedat la utilizarea unei încarcaturi de referinta. Astfel, în paralel cu încarcatura supusa racirii experimentale, s-a urmarit o încarcatura identica racita prin procedeul obisnuit.

Comparându-se diagramele a rezultat o reducere simtitoare a timpului de racire pentru procedeul experimental fata de cel de referinta, conform diagramelor de principiu din figura 2.

La scara întregului program de experimentari s-au obtinut rezultatele prezentate în figura 3.

Cresterea fiabilitatii in exploatare a mufelor de protectie destinate tratamentului termic al benzilor laminate la rece

Subsectia de tratament termic din cadrul Laminorului de benzi la rece al C.S. "SIDEX" S.A. utilizeaza în exploatare mufle de protectie cu perete neted confectionate din otel 15SiNiCr200 STAS 11523-80. Mufla de protectie izoleaza spatiul util al cuptorului de spatiul de ardere, astfel încât sa se poata obtine atmosfera de protectie si presiunea tehnologica necesare în procesul de tratament termic de recoacere de recristalizare.

Ritmul intens de exploatare si conditiile de lucru determina o deformare în timp a peretelui muflei sub actiunea tensiunilor acumulate ca urmare a neuniformitatii distributiei temperaturii din spatiul de ardere.

In timpul încalzirii, virola inferioara a muflei situata în zona arzatoarelor cuptorului-clopot sufera supraîncalziri locale datorate dereglarii flacarii, care nu este totdeauna dirijata tangential la suprafata muflei.

In procesul de racire, o parte din tensiunile acumulate ca urmare a unor deformatii locale se transmit si zonelor învecinate, provocând propagarea deformatiilor la încalzirile ulterioare.

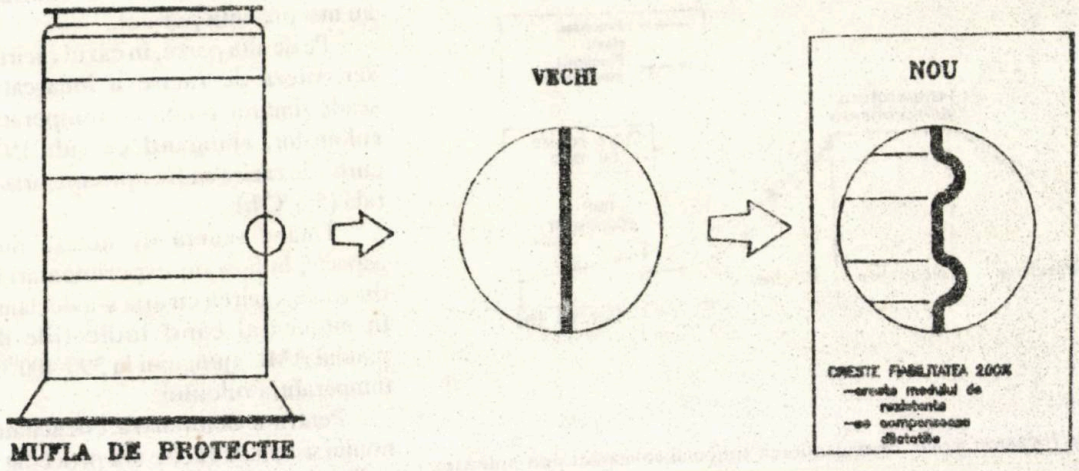


Fig. 4
Mufla de protectie, modalitatea de crestere a fiabilitatii
Reliability increase by using a muffle

Procesul este lent si progresiv, ducând în timp la modificarea formei cilindrice a muflei, fapt care determina, la un moment dat, imposibilitatea asezarii ei peste stiva de rulouri destinate recoacerii, între diametrul încarcaturii (inclusiv convectorii) si cel al muflei existând o diferenta minima impusa atât de necesitati economice cât si tehnologice.

O mufla deformata necesita operatii complicate si costisitoare de remediere, constând în îndepartarea întregii virole deformate si înlocuirea ei cu o alta noua. Virola deformata devine inutilizabila, fiind maruntita pentru retopire.

Pentru eliminarea dezavantajelor privind utilizarea muflei cu perete neted s-a recurs la solutia ondularii peretelui acesteia conform figurii 4.

A rezultat o mufla-prototip compusa din trei virole cu peretele ondulat în plan vertical.

S-a estimat ca durata de utilizare pâna la primele aparitii ale deformatiilor pentru muflele cu perete neted, în conditiile unei exploatari intensive, este de 5-6 luni, iar pâna la scoaterea din uz, 12-18 luni.

Solutia ondularii peretelui muflei prezinta urmatoarele avantaje:

- *elimina aparitia deformatiilor prin cresterea modulelor de rezistenta în plan orizontal si vertical;*
- *confera proprietati de compensare a dilatatiilor sub influenta temperaturii la încalzire si a contractiilor la racire;*
- *amplifica schimbul de caldura prin cresterea de suprafata.*

Buna comportare a prototipului în exploatare a facut ca, începând din luna aprilie a anului 1992, toate muflele din instalatie sa fie înlocuite treptat cu noul tip, a carui fiabilitate este net superioara celui vechi.

BIBLIOGRAFIE

[1] * * * Manualul inginerului metalurg, vol.2, Editura Tehnica, Bucuresti, 1980
[2] **Samoila C.** - Cuptoare si instalatii de încalzire, Editura Tehnica, Bucuresti, 1983
[3] **Rasenescu I.** - Fenomene de transfer, E.D.P., Bucuresti, 1984
[4] **Cartis I.** - Tratamente termice, Editura Tehnica, Bucuresti, 1988
[5] **Dulamita T.** - Tratamente termice si termochimice, E.D.P., Bucuresti, 1983
[6] **Seziona K., Gherdstorf V.** - Sinteza Informstal, nr.2, U.R.S.S., 1990
[7] * * * Verlag Stahleisen M.B.H., Düseldorf, 1970
[8] * * * Metallurgical Plant and Technology, nr.1, Anglia, 1984
[9] * * * Stahl und Eisen, nr.4, Germania, 1989
[10] * * * Ebner, Austria, 1984
[11] * * * Steel Time International, nr.3, Anglia, 1986
[12] * * * CIT, nr.12, Franta, 1978
[13] * * * Iron Age, nr.3, Anglia, 1984
[14] * * * Stali, nr.7, U.R.S.S., 1987
[15] * * * Unformtechnik, nr.6, Germania, 1986
[16] * * * Ciornaia metallurghia, nr.7, U.R.S.S., 1989
[17] * * * Instructiuni tehnologice LBR, Galati, 1972

ASPECTE ECOLOGICE ALE TURNARII DE PRECIZIE CU MODELE GAZIFICABILE

Dr.ing. Ioan Chira, conferentiar, ing. Mihaela Pana, ing. Ioan Margineau, sef de lucrari,
Universitatea "Politehnica" Bucuresti
ing. Mihaela Negru - Institutul de Igiena Bucuresti

C.Z.: 621.746

Turnarea de precizie face parte din categoria procedeelor speciale de turnare cu o vechime deosebita (6). Istoricii si specialistii turnatori i-au stabilit o vechime de circa 5000-6000 de ani, localizându-i originea în Extremul Orient. Actualmente este una din cele mai interesante tehnologii atât din punct de vedere economic, cât si tehnologic. In S.U.A. circa 22 de turnatorii utilizeaza aceasta tehnologie, iar în Franta circa 9 turnatorii (fig.1). Procedeul cunoaste o extindere deosebita în Japonia, Anglia, Italia. In tara noastra a fost utilizat la obtinerea unor piese complicate, cum ar fi: corpul turbinei Kepler, arborii cotiti, cadrul Dumkar, jugul de tractiune (fig.2).

În România, activitatea de asimilare si implementare a noii tehnologii a fost initiata si desfasurata în Laboratorul de Procedee Speciale al Facultatii de Stiinta si Ingineria Materialelor Metalice din cadrul Universitatii "Politehnica" Bucuresti. In urma cercetarilor efectuate rezultatele obtinute au fost prezentate în monografia "Turnarea de precizie cu modele gazificabile" - autori: Sofroni L., Chira I., Bratu C. si Marginean I., lucrarea bine primita de inginerii proiectanti si tehnologii din turnatorii si apreciata de cercurile tehnico- stiintifice, fiindu-i acordat premiul Academiei pe anul 1991.

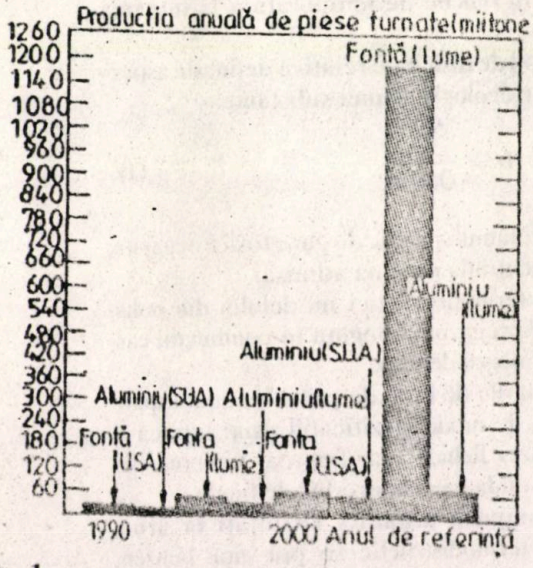


Fig. 1

Estimarea extinderii turnarii în forme cu modele gazificabile pe plan mondial

Assessment of world development of precision casting with gasifying patterns

Dintre avantajele acestui procedeu se pot enumera: posibilitatea turnarii pieselor cu pereti subtiri, obtinerea direct din turnare a unor piese complicate, cu conicitate mica s.a. Dar, pe lânga aceste avantaje, procedeul are si unele dezavantaje, care însa pot fi înlaturate, si anume cele din punct de vedere ecologic. In turnatorie se utilizeaza peste 3500 de substante, catalogate ca substante toxice [12]; dintre acestea enumeram: oxizii de carbon, oxizii de azot, oxizi ai sulfului, metale si nemetale, cloruri, fluoruri, compusi ai substantelor organice. Polistirenul (PS), materia prima de baza utilizata la acest procedeu, este unul din produsele organice macromoleculare de polimerizare de tip etenic simplu. Formula structurala a polistirenului (PS) este: $(CH_2=C_6H_5)_n$, temperatura de topire 176°C; în figura 3 sunt reprezentati compusii rezultati în urma termodistructiei.

Etapele de obtinere a unei piese turnate prin acest procedeu sunt, în ordine: expandare, asamblare, acoperirea modelelor cu vopsea refractara, uscare, obtinerea formelor de turnare, turnarea, racirea, dezbaterea, finisarea. Pentru analiza gradului de toxicitate al unei substante, sunt stabilite concentratiile maxime admise C.M.A., în literatura de

Tabelul 1

Concentratiile maxime admise
Maximal allowed concentration

Compusul	C. M. A.
Benzen	5mg/m^3
Stiren	100mg/m^3
Toluen	100 mg/m^3
Etil benzen	110 mg/m^3
Pulberi	15 mg/m^3
H. P. A.	1 mg/m^3

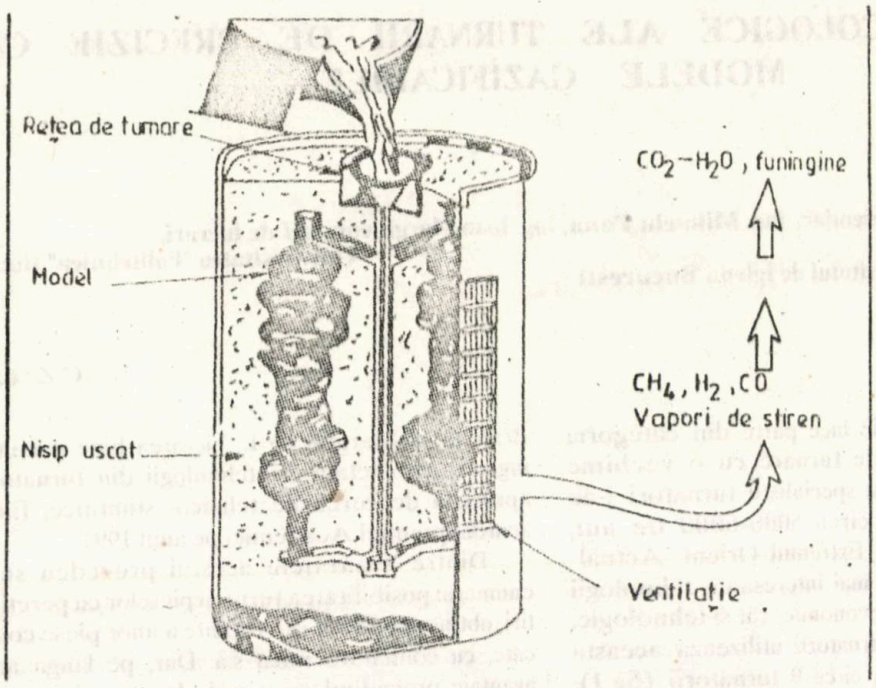


Fig. 2

Schema turnarii arborilor cotiti în forme cu modele gazificabile, precum si reprezentarea aspectului ecologic al procedeului
Crankshaft casting with gasifying patterns and the environmental aspect of the process

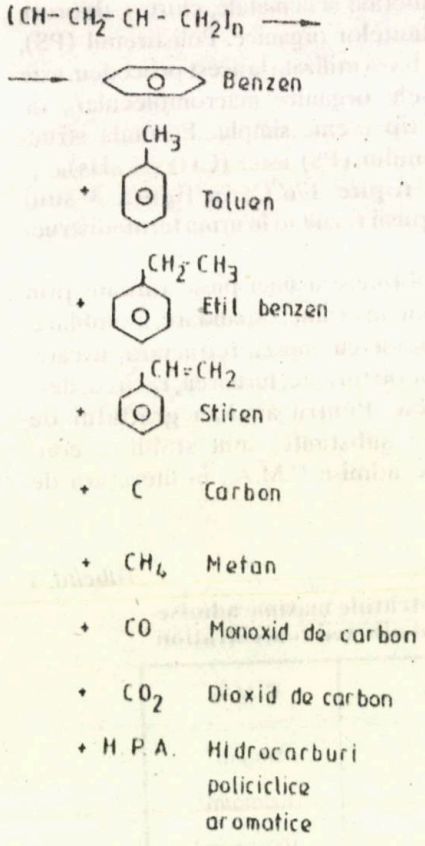


Fig. 3

Reprezentarea schematica a produselor rezultate la descompunerea polistirenului în timpul turnarii [1]
Schematic diagram of products resulted from polistyrene decomposing during the casting [1]

specialitate, si sub denumirea generica de L.T.A. - luft, V.L.E. - valeurs limite d'exposition, sau V.M.E. - valeure moyennes d'exposition.

Cele mai importante substante care apar la termodistructia polistirenului, la operatia de turnare, sunt enumerate în tabelul 1; în general, aceste valori se iau în considerare dupa datele din industria germana, care sunt considerate cele mai corespunzatoare [1].

In tabelul 2, este prezentat procesul de termodistructie în functie de temperatura la turnarea fontei [6].

Parametrul de toxicitate relativa defineste aspectul global de toxicologie al unei substante:

$$T_r = \frac{Q_i}{C.M.A.} \qquad (1)$$

unde: Q_i este volumul specific de gaze toxice degajate; C.M.A. - concentratia maxima admisa.

In timpul termodistructiei modelului din polistiren apare o faza gazoasa bogata în combinatii carbonice si chiar negru de fum.

Transformarile de faza ale polistirenului expandat sub forma de model gazificabil sunt: topirea si vaporizarea fazei lichide, gazificarea, trecerea din starea initiala solida pâna la produsele finale.

Dintre compusii organici rezultati în urma procesului de termodistructie se pot cita: benzen, stiren, tolien, etil benzen, pulberi, hidrocarburi policiclice aromatice (H.P.A.) s.a. In figura 4 sunt prezentati câtiva compusi organici rezultati în functie de temperatura si volumul de polistiren.

Tabelul 2

Substantele rezultate în urma procesului de termodistructie al polistirenului, în cazul turnarii fontei [6]

Matter resulted after polistyrene burning during iron casting [6]

Substanta	Componenta produselor la termodistructia polistirenului														
	100°C	200°C	300°C	400°C	500°C	600°C	700°C	800°C	900°C	1000°C	1100°C	1200°C	1300°C	1400°C	1500°C
	%														
H_2	-	-	urme	0,01	0,5	1,5	3,0	4,5	6,0	8,0	9,0	10,0	10,5	11,0	11,5
CO	-	0,2	0,5	2,0	6,0	7,5	8,5	10,5	11,5	13,5	12,5	10,5	9,0	7,5	5,0
CH_4 metan	-	urme	0,15	1,0	4,0	8,5	9,0	11,5	16,0	19,5	15,0	13,0	10,5	9,0	8,0
CO_2	-	1,0	2,0	4,0	12,5	17,5	20,0	16,5	8,5	6,0	4,0	2,5	1,0	0,5	urme
C_2H_2 acetilena	-	-	0,1	0,5	1,0	2,0	2,5	3,0	4,0	5,0	10,0	12,5	11,0	9,5	9,0
C_2H_4 etena	-	urme	0,5	1,0	4,0	5,5	6,0	7,5	6,0	4,0	3,5	2,5	2,0	1,5	1,2
C_2H_6 etan	-	-	0,1	0,5	1,0	3,0	5,0	7,0	4,0	2,5	1,5	1,0	0,5	0,2	0,05
C_3H_6 propena	-	-	0,15	0,5	1,5	3,0	4,5	2,5	1,0	0,5	0,1	urme	-	-	-
C_5H_{12} pentan	0,01	0,15	0,25	0,5	1,5	0,5	0,08	0,01	urme	-	-	-	-	-	-
C_6H_6 benzen		0,05	0,5	3,0	6,0	14,0	16,0	10,5	7,0	4,0	3,0	2,0	1,0	0,5	0,02
C_7H_8 toluen		0,05	0,5	3,5	6,5	8,0	4,0	2,0	1,5	1,0	0,5	0,3	0,1	0,01	urme
C_8H_8 stiren	urme	0,06	23,5	62,0	45,0	20,0	10,0	5,0	3,5	2,0	1,5	1,0	0,6	0,3	0,06
C_8H_{10} etil benzen	-	-	urme	0,1	0,5	1,0	1,5	0,8	0,5	0,1	0,05	urme	-	-	-
Depuneri	-	-	-	-	-	6,0	10,0	17,0	21,0	25,0	30,0	35,0	43,0	50,0	57,0
Ramasite	99,5	96,5	70,0	20,0	8,0	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-
Evaporarea gazelor, cm^3/g	10,0	25,0	50,0	100,0	150,0	200,0	350,0	500,0	650,0	800,0	900,0	950,0	1000	1050	1100
TOTAL	99,5	98,0	98,2	98,6	98,0	98,0	100,0	98,3	90,5	91,1	90,6	90,3	89,2	90,0	90,8

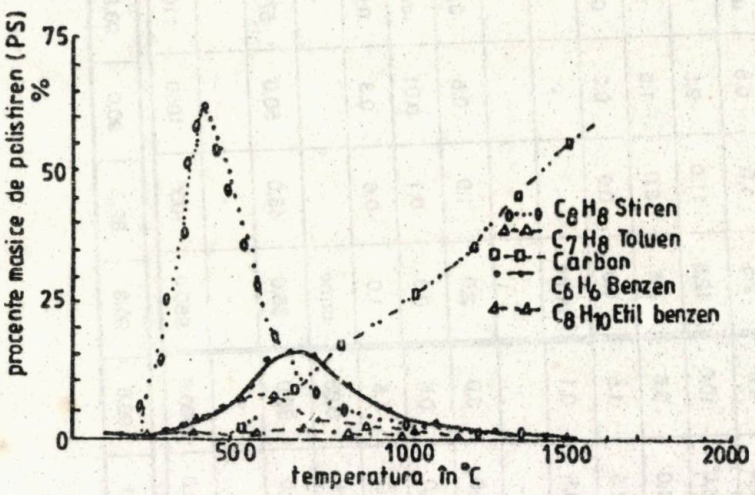


Fig. 4

Dinamica degajarilor de compusi organici la termodistructia polistirenului, în functie de temperatura si volumul de polistiren gazificat

The dynamics of organic compounds emissions after polistyrene burning, depending on temperature and volume of gasified polistyrene

ANALIZA EXPERIMENTALA

Determinarile de noxe au fost efectuate atât la statia de preexpandare, de realizare a modelelor cât si la operatia de turnare-dezbatere.

Acestea au fost efectuate la sectia de ambalaje a întreprinderii Electronica S.A. si la laboratorul de "Procedee speciale de turnatorie" al U.P.B. S-au efectuat mai multe determinari pentru fiecare loc de munca, luându-se în considerare valoarea medie $\overline{X}$ (pentru fiecare substanta în parte). In ambele situatii, pentru captarea probelor de aer (a microvolumelor de aer) s-a utilizat un microabsorbitor. La turnare s-a cautat realizarea unei incinte speciale pe unde s-a introdus microabsorbitorul pentru captarea aerului exact de deasupra formei de turnare (fig.6 si 7).

Probele de aer au fost aspirate cu un debit de 0,1 l/min printr- un microabsorbitor ce contine 2 ml alcool. Volumul minim de aer necesar pentru o proba

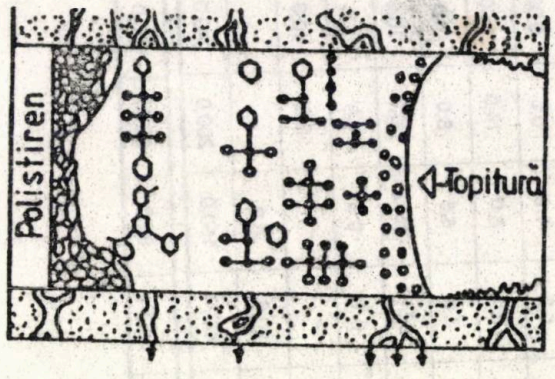


Fig. 5

Schema procedeului de gazificare a modelului

Pattern gasifying process diagram for metal casting

Pe lânga pentan, benzen, etil benzen, trebuie subliniata prezenta hidrocarburilor policiclice aromatice (H.P.A.), fiind cunoscut faptul ca acestea au un puternic efect mutagen si cancerigen. Cinetica reactiilor de descompunere care au loc la termodistructia polistirenului, precum si reactiile care au loc la interfata metal-forma (polistiren) înca nu sunt pe deplin elucidate (fig.5).

De asemenea, pulberile sunt prezente pe întreg fluxul tehnologic, de la moara de macinare a perlelor de polistiren si pâna la turnare.

Din punctul de vedere al medicinii muncii, pulberile pot fi: alveolare, inspirabile si totale; la noi în tara, pentru acestea, C.M.A. este de 5 mg/m^3.

MICROABSORBITOR PENTRU STIREN

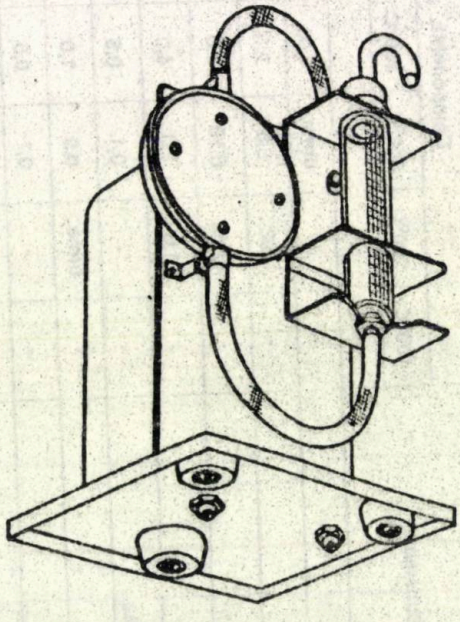


Fig. 6

Aranjamentul experimental al instalatiei cu microabsorbitor, este utilizat în timpul cercetarilor

Experimental plant arrangement, with microabsorber, used for investigations

Tabelul 3

Rezultatele determinarilor în urma analizelor la statiile de preexpandare
Measurement results at preexpansion stations

Punctele de recoltare	Stiren, mg/m³	Pentan, mg/m³	Pulberi, mg/m³	Temp., °C	Umid., %	Viteza curentilor de aer, m/s
Preexpandare:						
- la nivelul solului	1,530	2,050	0,97	23	42	0,05
- la 1,5 m de sol	1,887	10,30	1,52	25	40	0,05
Uscare						
- la nivelul solului	1,187	1,040	16	24	40	0,05
- la 1,5 m de sol	1,475	9,740	23	26	40	0,05
La realizarea modelelor	2	10	46	28	100	0,05
Lânga moara de macinare a granulelor de polistiren	4	5	30	19	60	0,18

este 1 l; pe lânga microabsorbitoarele destinate recoltarii de probe, se mai transporta în teren înca un microabsorbitor fara a aspira aer prin el, care va constitui martorul de referinta. Valoarea extinctiei probei se raporteaza la curba de etalonare spre a obtine cantitatea "C" în μg de substanta analizata (stiren, toluen, pentan etc.) continuta în proba. Calculul se face în mg substanta determinata (stiren, toluen, etil-benzen, pentan etc.) pe metru cub de aer:

$$mg/m^3 \text{ aer} = \frac{C}{V} \qquad (2)$$

în care: C este μg stiren existent în proba analizata;
V - volumul de aer recoltat, exprimat în litri.

Rezultatele determinarilor sunt reprezentate în tabelele 3 si 4.

Concluzii

Din tabelul 3 se observa o prezenta mai ridicata a substantelor toxice la înaltimea halei sau incintei industriale. In faza de obtinere a ambalajelor se observa o umiditate destul de crescuta, mai ales la macinarea perlelor din polistiren. Se observa de asemenea ca, odata cu cresterea temperaturii si a umiditatii, si valoarea concentratiei noxelor este mult mai ridicata. Din tabelul 4 reiese faptul ca apar valori destul de ridicate ale poluarii mai ales la dezbatere (acesta fiind considerat cel mai toxic sector din turnatorie). La benzen valorile C.M.A. sunt depasite; pulberile au depasit cu mult C.M.A. atât la preexpandare cât si la turnare.
Deci, din punct de vedere ecologic, trebuie realizate statii pentru captarea oxidului de carbon si a compusilor organici rezultati în urma termodistructiei polistirenului. O alta concluzie este aceea ca nisipul rezultat în urma turnarii cu modele gazificabile contine circa 65% compusi organici [1].

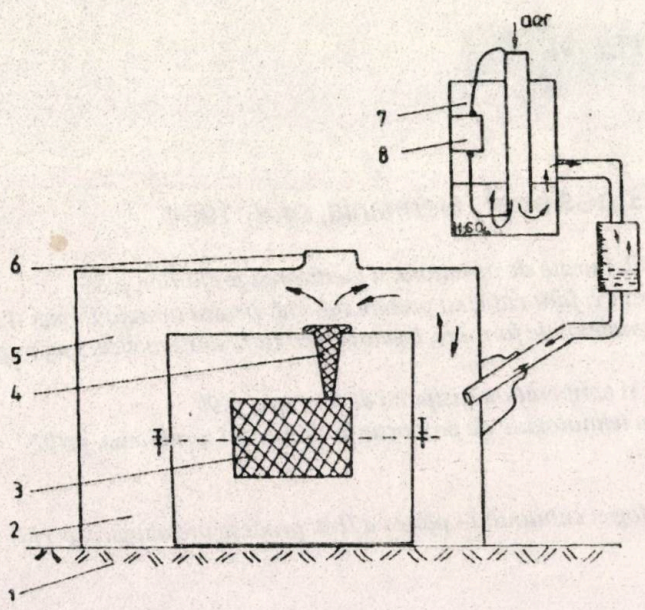


Fig. 7

Tabelul 4

Rezultatele determinarilor obtinute în timpul turnarii si dezbaterii
Measurement results for casting and knock -out

Substanta	C. M. A.*	Turnare Racire (50 min)** mg/m³ T_{aer} = 25°C	Dezbatere (5 min)** mg/m³ T_{aer} = 25°C	$\bar{X}$ (val. medie) mg/m³ T_{aer} = 25°C
Benzen	16	9	33,3	30
Stiren	85	2	14	10
Toluen	380	2,3	5	4
Etil benzen	440	3	35,6	5
Pulberi	5,5	38	41	30

* - s-au luat în considerare valorile C. M. A. indicate în sursele germane, care sunt cele mai concludente [1]

BIBLIOGRAFIE

[1] **Arnould F., Cathala D. s.a.:** *Etude de l'impact du procede de moulage par modele perdu sur l'environment.* In: C.I.T. 58, 1991, Cracovia, Polonia

[2] **Chira I., Marginean I., Pana Mihaela:** *Materii si materiale folosite pentru pelicula de separare la turnarea cu modele din polistiren. Conferinta "Tehnologii moderne de prelucrari la cald"*, Bacau, 11-13 noiembrie, 1993

[3] **Chira I., Marginean I., Pana Mihaela:** *Rolul tehnologic al peliculelor de separare la turnarea cu modele gazificabile si particularitatile folosirii lor.* Conferinta "Tehnologii moderne de prelucrare la cald", Bacau, 11-13 noiembrie, 1993

[4] **Chira I., Marginean I., Pana Mihaela, Popovici R.:** *Încercarile tehnologice specifice ale peliculelor de separare utilizate la turnarea cu modele din polistiren.* Conferinta "Tehnologii moderne de prelucrari la cald" Bacau, 11-13 noiembrie, 1993

[5] **Joachim von Hirsch:** *Neuere Erfahrungen beim Einsatz von Schaumstoffmodellen.* In: Giesserei-Erfahrungenaustausch 1991, nr.7, Germania, p.318-320

[6] **Kobzar A.I., Ivanyok E.G.:** *Produktî termiceskoi destructii liteinovo penopolistirola.* In: Liteinoe Proizvodstvo, 1975, vol.31, nr.7, U.R.S.S., p.31

[7] **Ministerul Sanatatii:** Culegere de metode de investigare în domeniul medicinii muncii, 1991

[8] Occupational Exposure Limits for Airborne Toxic Substances, Occupational Safety and Health Series, Geneva, 1977, p.192-193

[9] **Plunkett E.R.:** Handbook of industrial toxicology, Ed.1976, Londra, p.380-381

[10] **Sofroni L., Chira I., Marginean I., Bratu C.:** *Turnarea de precizie cu modele gazificabile din polistiren*, Editura Tehnica, Bucuresti, 1991

[11] **Sofroni L., Pana Mihaela, Rusea Daniela, Negru Mihaela, Secareanu Liliana:** *Consideratii privind poluarea în turnatorii.* In: Metalurgia, 1993, nr.2, România, p.33

[12] **Sofroni L., Pana Mihaela:** *Poluarea în turnatorii, Ed. O.I.D.-C.M.* (în curs de aparitie)

REVISTA REVISTELOR

Giesserei, *Germania, nr.4, 1994*

- *Regenerarea termica a nisipurilor uzate de turnatorie si inertizarea prafurilor, p.85*
- *Realizarea unei masini de formare, fara cutii, cu presare sub vid, pentru turnatorii mici si mijlocii, p.90*
- *Influenta caracteristicilor materialelor de formare, legate la rece cu rasini sintetice, asupra eforturilor evitabile de la formare si curatire.*

Partea a III-a - *Starea malaxorului si temperatura nisipului de formare, p.99*

- *Potentiale de dezvoltare pentru tehnologiile de productie în domeniul turnatoriei, p.102*
- *Informatii tehnice, p.105*
- *Informatii economice, p.112*
- *Informatii DFB: Bazele tehnologiei cubiloului - partea a II-a: procese metalurgice, p.113*

CERCETARI CU PRIVIRE LA ÎMBINAREA BARELOR PROFILATE DIN OTEL BETON (II)

Dr. ing. Victor Spiridon Landes - S.C. ICEM S.A. Bucuresti

C.Z.: 669.14.018.291.3

Bazele teoretice ale procedeului metalotermic de îmbinare a barelor din otel beton

Analiza termodinamica a reactiilor metalotermice

Procesele fizico chimice din cadrul prodeceului metalotermic experimentat se realizeaza pe baza desfasurarii unei multitudini de reactii, în mediu eterogen (baie metalica-zgura) [1]-[6].

Pentru ca aceste reactii sa se desfasoare, este necesar sa se cunoasca conditiile ce trebuie create. In acest sens, trebuie studiat echilibrul acestor reactii, prin valorile constantei de echilibru si ale activitatilor componentilor, precum si parametrii care influenteaza echilibrul.

Procesul metalotermic se desfasoara datorita faptului ca unele metale pot fi obtinute din oxizii lor, prin reducere cu alte metale. Conditia de baza pentru realizarea acestui proces este ca oxizii metalelor ce trebuie redusi sa fie mai putin stabili decât oxizii metalelor folositi ca reducatori.

Rezistenta oxizilor diferitelor metale se caracterizeaza prin variatia entalpiei libere ΔG^{o}, în conditiile interactiunii acestor metale cu oxigenul.

Pentru oxizii fierului, caldura de formare din elemente este prezentata în tabelul 1.

Cei mai rezistenti oxizi la temperaturile proceselor metalotermice sunt, în ordine, cei de calciu, zirconiu si aluminiu.

Prin urmare, orice metal care are un oxid mai stabil, poate servi drept reducator pentru orice oxid mai putin stabil.

In practica, pentru desfasurarea procesului metalotermic, este necesar un efect termic specific si suficient de mare pentru a topi aliajul si zgura formate, precum si pentru a acoperi pierderile de caldura în mediul înconjurator.

Pentru ca reactia de reducere sa se desfasoare cât mai complet, este totusi necesar ca diferenta dintre entalpiile libere ale reactiilor de formare sa fie de ordinul a zeci de mii de kilocalorii pe un mol de oxigen.

In cazul unei diferente mai mici, aliajul produs are un continut ridicat de reducator, ceea ce poate conduce la un aliaj necorespunzator din punct de vedere al compozitiei chimice.

Se stie ca reducerea reprezinta procesul de acceptare de electroni, prin transformarea oxidului superior în oxid inferior sau în metal. Realizarea acestui proces impune ca potentialul de oxigen al sistemului sa fie mai mic decât cel al oxidului ce urmeaza a fi redus (tab. 1).

Tabelul 1

Denumirea oxidului si formula chimica	Compozitia				Caldura de formare din elemente	
	% atomice		% de greutate			
	Fe	O	Fe	O	Reactia	ΔH^{o}_{298}, J/mol
Fe_2O_3(oxid feric)	40,0	60,0	69,94	30,06	$4/3Fe + O_2 = 2/3Fe_2O_3$	- 544.867
Fe_3O_4(oxid feroferic)	42,8	57,2	72,36	27,64	$3/2Fe + O_2 = 1/2Fe_3O_4$	- 557.917
FeO (oxid feros)	50,0	50,0	77,72	22,28	$2Fe + O_2 = 2FeO$	- 540.121

$$\pi_{O(sistem)} < \pi_{O(MeO)}$$

Difuzia si transferul de masa în procesele metalotermice

Mecanismul proceselor de difuzie în regim stationar

Se stie ca viteza de difuzie a unui component A, în cadrul unui sistem binar (A-B) specific proceselor metalotermice, se exprima prin relatia:

$$\frac{masa}{timp} = D_{A-B} \cdot A \frac{C_{A_1} - C_{A_2}}{L}$$

în care:

D_{A-B} - este coeficientul de difuzie a speciei A în B;

$C_{A_1} - C_{A_2}$ - concentratiile speciei A în doua puncte diferite, la distanta L una de alta;

A - suprafata de difuzie perpendiculara pe directia difuziei.

Pentru concentratiile C_{A_1}, C_{A_2} exprimate în moli se obtine fluxul molar $J^{*)}$, care reprezinta legea întâi a lui Fick:

$$J^{*)}_{A,y} = - D_{A-B} \frac{\partial C_A}{\partial y} \qquad (2.1.1.)$$

unde: $J^{*)}_{A,y}$ este fluxul molar relativ în directia y;

$\frac{\partial C_A}{\partial y}$ - gradientul de concentratie în directia y.

Pentru cele trei directii de difuzie, forma vectoriala a legii întâi a lui Fick este descrisa de o ecuatie de forma:

$$J^{*)}_A = -D_{A-B} \frac{\partial C_A}{\partial x} + \frac{\partial C_A}{\partial y} + \frac{\partial C_A}{\partial z} = -D_{A-B} \nabla C_A \qquad (2.1.2)$$

în care:

$\frac{\partial C_A}{\partial x}; \frac{\partial C_A}{\partial y}; \frac{\partial C_A}{\partial z}$ reprezinta gradiente de concentratii pe directiile x, y, z;

∇C_A laplacean de concentratie al speciei A

Difuzia în sisteme lichide multicomponente

Se poate considera ca fluxul molar al unei specii i la presiune si temperatura constanta este o functie a gradientilor potentialelor chimice ale tuturor componentilor prezenti în sistem:

$$J_i = J_i(\nabla H_1, \nabla H_2 \ldots \nabla H_n) \qquad (2.2)$$

în care: $\nabla H_1, \nabla H_2 \ldots \nabla H_n$ reprezinta gradientii potentialelor chimice.

Efectul termic specific si temperatura procesului metalotermic

Producerea proceselor metalotermice numai pe seama caldurii reactiilor exotermice este influentata direct de valoarea efectului termic specific care determina de fapt desfasurarea acestor procese, printr-o serie de caracteristici ca: temperatura, viteza reactiei si randamentul de extractie al metalului.

Trebuie mentionat ca, pentru elaborarea conditiilor termice necesare producerii proceselor metalotermice, a fost utila introducerea notiunii de efect termic specific, care va fi folosita în prezenta lucrare si care reprezinta una si aceeasi notiune cu "entalpia specifica".

Este de mentionat, de asemenea, ca, valoarea efectului termic specific în procesele metalotermice, poate varia în limite destul de largi, în functie de conditiile de topire si de proprietatile fizicochimice ale materialelor, care participa sau se formeaza în cursul reactiei.

Caldura degajata în procesele metalotermice se consuma prin compensarea pierderilor de caldura si încalzirea produselor de reactie pâna la temperatura procesului si, cu cât pierderile termice sunt mai mici în timpul topirii, cu atât va fi mai ridicata temperatura procesului.

Daca se considera ecuatia:

Tabelul 2

Substanta	ΔH^0_{298}, kcal/mol	ΔS^0_{298}, cal/mol	Capacitatea calorica Ecuatie pentru Cp, cal/^{0} mol	Caldura latenta de topire L, cal/mol
< Al >	0	6,77	$4,94 + 2,96 \cdot 10^{-3} T$	2550
(Al)	+ 78,7	39,3	7,6	3640
< Fe >	0	6,52	$8,873 + 1,474 \cdot 10^{-3} T$	
(Fe)	+ 99,3	43,11	10,0	
< Al_2O_3 >	- 400,9	12,2	$25,48 + 4,2510^{-3} - 6,82 \cdot 10^{5} T - 2$	26.000
< Fe_2O_3 >	- 196,3	20,9	$31,70 + 1,76 \cdot 10^{-3} T$	7,7000

$$2/y\ Me_xO_y + 4/3Al = 2x/yMe + 2/3\ Al_2O_3 + Q$$

ecuatia bilantului termic poate fi scrisa:

$$Q = \left[X_{Me}\right]_{298}^{T_1} + L_{T_{1Me}} + \left[X_{Me}\right]_{T_1}^{T_2} + L_{T_{2Me}} +$$

$$+ \left[X_{Me}\right]_{T_2}^{T_M} + \left[X_{Al_2O_3}\right]_{298}^{T_3} + L_{T_3Al_2O_3} +$$

$$+ \left[X_{Al_2O_3}\right]_{T_3}^{T_4} + L_{T_4Al_2O_3} + \left[X_{Al_2O_3}\right]_{T_4}^{T_M} \qquad (3.1)$$

în care:
X este variatia entalpiei într-un inerval determinat de temperaturi, adica:
unde:
L reprezinta caldurile de transformare si de topire;
T_1, T_3 - temperaturile de transformare;
T_2, T_4 - temperaturile de topire;
T_M - temperaturile de reactie metalotermica;
G_p - caldura specifica la presiune constanta.

Daca Q_1 reprezinta însumarea modificarilor entalpiilor produselor de reactie, pâna la temperatura de topire, si a caldurilor de transformare si topire, reactia (3.1) devine:

$$Q - Q_1 = \left[X_{Me}\right]_{T_2}^{T_M} + \left[X_{Al_2O_3}\right]_{T_4}^{T_M} = \int_{T_2}^{T_M} C_pMe^{dT} +$$

$$+ \int_{T_4}^{T_m} C_pAl_2O_3^{dT} \qquad (3.2)$$

unde: C_{pMe} este caldura specifica a metalului.

Daca se admite o valoare a caldurilor specifice a topiturilor, care nu variaza cu temperatura, atunci ecuatia (3.2) devine:

$$Q - Q_1 = C_{pMe}(T_M - T_2) + 'C'_{pAl_2O_3}(T_M - T_4) \quad (3.3)$$

Prin urmare, temperatura maxima a reactiei metalotermice va fi:

$$T_M = \frac{Q - Q_1 + C_{pMe}T_2 + C'_{pAl_2O_3}T_4}{C_{pMe} + C'_{pAl_2O_3}} \qquad (3.4)$$

Din ecuatia (3.4) reiese ca temperatura procesului metalotermic este determinata de valoarea efectului termic al reactiilor de reducere.

Consideratii privind principalele procese fizico chimice care au loc la elaborarea otelului

Din sistemul eterogen destinat elaborarii otelului, oxidul Fe_2O_3 are rolul cel mai important în cadrul procesului de reducere, conform reactiei:

$$Fe_2O_3 + 2A1 = 2Fe + Al_2O_3 \qquad (4)$$

Reactia de reducere având loc cu degajare de caldura, ridicarea temperaturii provoaca o micsorare

Tabelul 3

T K	ΔH^0, cal	ΔS^0, cal/grad	DG^0, cal
298	- 204.600	- 9,2	- 201.858,4
958	- 200.708,4	- 6,46	- 200.648,2
1834	- 202.484,6	- 11,3	- 181.749,3
1892	- 210.009,2	- 11,2	- 188.808,1
2348	- 182.540,0	- 10,4	- 158.095,8
2400	-182,312,9	- 10,4	- 128.773,7

în procesul de reducere si, deci, reducerea prin procesul metalotermic trebuie sa se faca la temperaturi minime posibile.

Efectul termic al reactiei (4) rezulta prin însumarea variatiei entalpiilor la desfasurarea reactiilor de formare a Al_2O_3 si a Fe_2O_3 din elemente:

$$2\ Al + 1,5\ O2 = Al_2O_3;\ \Delta H'_{298} = 400,9\ kcal/mol \qquad (4.1)$$

$$2Fe + 1,5\ O_2 = Fe_2O_3;\ \Delta H''_{298} = -193,6\ kcal/mol \qquad (4.2)$$

$$Fe_2O_3 + 2Al = 2Fe + Al_2O_3\ \ \Delta H = \Delta H' - \Delta H''$$

Prin urmare, efectul termic al reducerii aluminotermice a Fe_2O_3 este:

$$\Delta H_{298} = -400,9 + 196,3 = -204,6\ kcal/mol$$

In cazul reducerii Fe_2O_3, respectiv FeO (cu un rol minor) cu Al la temperaturi care depasesc cu mult 298 K, s-a tinut seama de variatia efectului termic, care s-a determinat cu ecuatia:

$$\Delta H_T^0 = \Delta H_{298}^0 + \int_{298}^{T} CpdT \qquad (4.3)$$

unde:
Cp este capacitatea calorica atomica (moleculara) a substantelor respective.

In cazul Fe_2O_3, tinîndu-se seama de variatiile capacitatilor calorice în functie de temperatura, s-a obtinut ecuatia:

$$\Delta H_T^0 = \Delta H_{298}^0 + \int_{298}^{T} (CpAl_2O_3 + 2CpFe -$$

$$- CpFe_2O_3 - 2C_{pAl})dT \qquad (4.3.1)$$

Datele fizicochimice initiale pentru calcul sunt prezentate în tabelul 2.

In cadrul analizei termodinamice a reactiei de reducere s-au calculat variatia capacitatii calorice a substantelor, efectul termic, variatia entropiei si entalpia libera pentru temperaturile: 958 K-punctul de topire al aluminiului: 1834 K- punctul de topire a fierului; 1892 K-punctul de topire al Fe_2O_3; 2348 K-punctul de topire al Al_2O_3 si 2400 K.
Pentru calculul entalpiei libere s-a determinat mai întâi variatia entropici sistemului dupa ecuatia:

$$\Delta S^0_{298} = 2S^{Fe} + S^{Al_2O_3} - S^{Fe_2O_3} + 2S^{Al} \quad (4.1)$$

în care S^{Fe}, $S^{Al_2O_3}$, $S^{Fe_2O_3}$, S^{Al} sunt entropiile Al_2O_3 Fe_2O_3, Al
iar entalpia libera dupa ecuatia:

$$\Delta^0_{298} = \Delta H^0_{298} - T\Delta S^0_{298} \quad (4.2)$$

În tabelul 3 se prezinta datele obtinute.

Procesul metalotermic fiind exoterm, valorile absolute ale energiei libere se micsoreaza odata cu cresterea temperaturii. Calculele executate se refera la materii prime pure.

BIBLIOGRAFIE

[1] **Vermesan E.** si colectiv: Chimie Metalurgica. Editura didactica si pedagogica, Bucuresti, 1981
[2] **Oprea F.**: Teoria proceselor metalurgice, metale neferoase. Editura didactica si pedagogica, Bucuresti, 1966
[3] **Tripsa I., Dragomir I.**: Teoria proceselor siderurgice. Editura didactica si pedagogica, Bucuresti, 1972
[4] **Oprea F.** si colectiv: Teoria proceselor metalurgce. Editura didactica si pedagogica, Bucuresti, 1978
[5] **Oprea F.** si colectiv: Teoria proceselor metalurgice. Editia a II-a .Editura didactica si pedagogica, 1984
[6] **Dragomir I.**: Teoria proceselor siderurgice. Editura Didactica si Pedagogica, Bucuresti, 1985

REVISTA REVISTELOR

Stahl und Eisen, *Germania, nr.11, 1993*

- Congresul Siderurgiei germane -1993 Eisenhüttentag - 1993 (11- 12.XI '93)
- Programul pe grupe, p.4
- Rezumatele comunicarilor, p.8
- Congresul 27 IISI *(International Iron and Steel Institute - Bruxelles - Belgia)*
- Cresterea consumului de otel, numai în tarile în cues de dezvoltare (comunicare la Congresul 27 IISi 4.X.'83, Paris), p.25
- Influenta calitatii peletelor asupra indicatorilor de functionare ai furnalului (Comunicare la sedinta sectorului furnale VDEh - 26.XI.'92 -0 Düsseldorf), p.29
- Cercetari asupra caramizilor carbonice pentru captusirea creuzetului furnalului, sub actiunea fontei (Comunicare la sedinta sectorului furnale VDEh, 5.V.'92 - Düsseldorf), p. 35
- Concluzii de la primul congres european asupra elaborarii otelului în convertizoare cu oxigen EOSC - 1993 (21-23.VI.'93 Düsseldorf), p.43
- Automatizarea cuptoarelor oala de la otelaria Hadeed - Saudi Iron and Steel Comp., p.47
- Determinarea gradului de puritate macroscopica a bramelor de turnare continua, printr-o verificare "off line" cu ultrasunete.
(Comunicare la al 8-lea seminar germano-japonez din 6-7 X '93 Sendai-Japonia), p.51
- Verificarea din punct de vedere a asigurarii calitatii furnizorilor întreprinderilor membre VDEh (Comunicare la congresul "Calitate totala în industria siderurgica" - 12-14 V '93- Londra), p.61
- Instalatia ISP din Cremona si-a realizat indicatorii de productie (Informare Mannesmann Demag - Arvedi), p.69
- Tehnica de masurare si control pentru sectiile de laminoare si pentru laminate (Comunicare la simpozionul "Progrese în domeniul masurarii si controlului în prelucrarea metalurgica - 1 XII '92 Düsseldorf), p.73
- Întocmirea cu ajutorul calculatorului a certificatelor de încercari pentru piese forjate, p.83
- Studiu comparativ asupra tablelor subtiri executate dupa tehnologia "Bake- Hardening" recoapte în cuptoare camera si în cuptoare de trecere, p.89
- Al 8-lea colocviu pentru oteluri de la Aachen - se poate pune baza pe oteluri (8 V '93), p.95
- Colocviul pentru materiale VDI '93 - sanse mari pentru otel, p.99
- Asigurarea calitatii, ca parte integranta a analiticii chimice în industrie, p.101
- Conjunctura industrici, p.105
- Perspective pe piata germana a fortei de munca, p.111
- Informatii recente din siderurgia mondiala, p. 17
- Informatii economice, p. 107

TEHNOLOGIA SUDARII PRIN FRECARE A SUBANSAMBLULUI BUTUC - ROATA DINTATA DIN COMPONENTA MASINILOR AGRICOLE

Dr. ing. Florea Dumitrache, profesor, ing. Daniela Dumitru, asistent universitar
Universitatea "Politehnica" Bucuresti

C.Z.: 621.791

Echiparea masinilor agricole cu un numar mare de roti de lant, precum si asigurarea necesarului de piese de schimb determina necesitatea proiectarii unei tehnologii de sudare economica si eficienta, de mare productivitate, în conditiile unei calitati ridicate.

Sudarea prin frecare este un procedeu avantajos din punct de vedere al raportului cost-calitate-productivitate, oferind posibilitatea mecanizarii procesului si conditii de munca nepoluate. Acest procedeu se preteaza la sudarea a doua componente din materiale diferite, cu sudabilitate dificila si aplicabilitate restrânsa a sudarii prin topire.

Proiectarea tehnologiei de sudare

In cadrul programului de cercetari s-au sudat prin frecare (SF) conventionala (fig. 1) trei cupluri de materiale diferite (compozitia chimica conform tab. 1), folosite uzual la confectionarea asamblului roata de lant (RL)-butuc (B), într-o gama de dimensiuni specifice (tab. 2).

In functie de natura materialelor de baza (MB) si

Tabelul 1

Compozitia chimica a materialelor de baza sudate
Chemical analysis of welded base materials

Marca otelului	Compozitia chimica, %				
	C	Mn	Si	P max	S max
OLT 35 (MB1)	0,09 - 0,16	0,40 - 0,80	0,17 - 0,37	0,40	0,045
OLT 45 (MB1)	0,17 - 0,24	0,40 - 0,80	0,17 - 0,37	0,040	0,045
OLT 65 (MB!)	0,40 - 0,50	0,70 - 1,00	0,17 - 0,37	0,040	0,045
OLC45 (MB2)	0,42 - 0,50	0,50 - 0,80	0,17 - 0,37	0,040	0,045

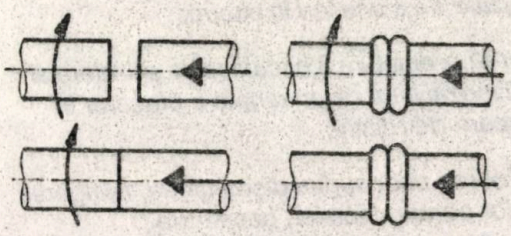


Fig. 1
Etapele procesului de sudare prin frecare conventionala
Process stages of conventional fraction welding

de geometria si dimensiunile semifabricatelor folosite (fig. 2), s-au proiectat regimuri de sudare specifice (folosind recomandarile din literatura de specialitate si experienta în domeniu), cu care s-au realizat efectiv sudurile, au fost efectuate omologarile tehnologiilor proiectate si, pe baza rezultatelor obtinute, s-au tras concluziile cu privire la procedeul optim ales.

Materialele utilizate se caracterizeaza printr-o sudabilitate dificila datorita procentului ridicat de carbon (0,4 - 0,5%). Prin folosirea unui procedeu de

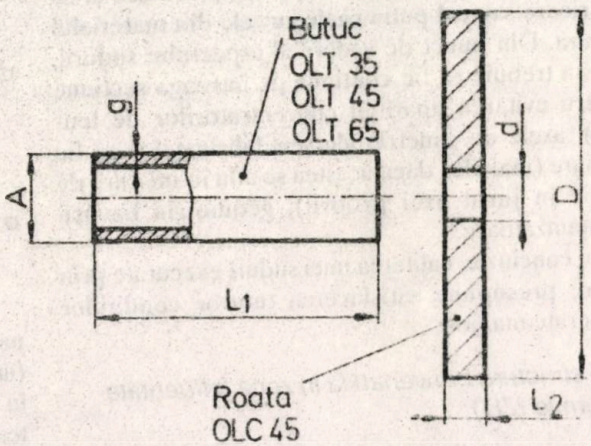


Fig. 2
Geometria îmbinarii sudate
Weld seam geometry

Tabelul 2

Gama de dimensiuni ale semifabricatelor folosite în programul experimental
The size range for semis used for testing

REPER	B1 + RL1 "1"	B2 + RL1 "2"	B3 + RL2 "3"	B4 + RL2 "4"	B5 + RL3 "5"	B6 + RL3 "6"
L_1, mm	200	250	200	250	200	250
A •g, mm	48 • 10	70 • 12	54 • 8	60 • 10	54 • 12	70 • 16
L_2, mm	5	5	8	8	9	9
d, mm	25	25	25	25	25	25
D, mm	129	129	160,9	160,9	230,8	230,8
Sectiunea, $\pi d^2/4$, mm^2	1193	2185	1156	1570	1583	2713
Material	OLT35 + OLC45	OLT35 + OLC45	OLT45 + OLC45	OLT45 + OLC45	OLT65 + OLC45	OLT65 + OLC45

sudare în stare solida si prin proiectarea unui regim de sudare optim, zona de influenta termomecanica (ZIT) are dimensiuni restrânse, deci se conserva în mare masura structura si proprietatile materialelor în stare de livrare. Acest aspect favorabil al (SF) face ca procedeul sa fie des utilizat în cazul unor îmbinari eterogene.

Regimurile de sudare testate experimental în cadrul programului de cercetari, precum si instalatia folosita sunt prezentate în tabelul 3.

Omologarea tehnologiei de sudare

Solicitarile mecanice din exploatare impun ca, în zona sudurii si în ZIT, caracteristicile mecanice sa fie superioare sau cel putin egale cu cele din materialul de baza. Din punct de vedere al aspectului sudurii, aceasta trebuie sa fie continua pe întreaga sectiune (pentru evitarea aparitiei concentratorilor de tensiuni), axele de simetrie ale semifabricatelor sa fie coliniare (mai ales daca acestea se afla în miscare de rotatie în jurul axei proprii), geometria bavurii corespunzatoare.

In concluzie, calitatea unei suduri executate prin frecare presupune satisfacerea tuturor conditiilor enumerate mai jos:

- *o structura convenabila în zona influentata termic (ZIT);*
- *un profil neted, fara salturi, de variatie al duritatii, masurata de la interfata sudurii catre MB;*
- *o ZIT cât mai redusa;*
- *o geometrie a îmbinarii si a bavurii corespunzatoare;*
- *lipsa incluziunilor nemetalice (oxizi, silicati, sulfuri), a fisurilor, porilor sau a discontinuitatilor de legatura în sudura;*
- *caracteristici de tenacitate si rezistenta ale sudurii la nivelul celor din MB;*
- *coliniaritatea axelor componentelor sudate.*

La (SF) nu se impun conditii speciale de pregatire a componentelor în vederea sudarii; debitarea la dimensiunea dorita se realizeaza pe strung sau pe ferastraul mecanic, astfel încât abaterea de la perpendicularitate a suprafetelor frontale sa nu depaseasca 1%, iar curatirea acestora consta doar în îndepartarea oxizilor (pentru evitarea incluziunilor nemetalice în interfata sudata). Se practica de asemenea si curatirea suprafetelor de prindere în bacuri de eventuale urme de rugina, ulei, vopsea pentru a nu se produce alunecarea în bacuri în timpul etapei de refulare a sudurii.

Neîndeplinirea acestor conditii atrage dupa sine:

- *nerespectarea presiunilor specifice de frecare, respectiv refulare proiectate, cauzate de alunecari în bacuri;*
- *uzarea prematura a bacurilor de prindere si a dispozitivelor de antrenare a pieselor în miscare de rotatie;*
- *obtinerea unor suduri discontinue, frângerea axelor componentelor, geometrie necorespunzatoare a bavurii, incluziuni nemetalice în interfata sudata;*
- *încalzirea neuniforma a semifabricatelor (asimetria câmpului termic).*

Dupa terminarea sudarii, probele vor fi supuse unui tratament termic de recoacere de înmuiere (încalzire pîna la 680^0C, mentinere 4 ore, racire lenta în cuptor pâna la 300^0C si apoi în aer pâna la temperatura ambianta), executat în vederea scaderii duritatii bavurii interioare. Diagrama de tratament termic este data în figura 3.

Omologarea tehnologiilor de sudare s-a realizat pe baza încercarilor de tractiune statica, duritate HV5, examinare macro- si microscopica, control cu

Tabelul 3

Regimurile de sudare testate si rezultatele incercarilor de tractiune statica
Tested welding conditions and stating tensile testing results

Nr. reper	Regimul de sudare	Parametrii regimului de sudare experimentat										Scurtare axiala [mm]	Incercarea la tractiune		
		Presiunea de stabilizare		Presiunea de frecare		Presiunea de refulare		Timp de stab. [s]	Timp de frecare [s]	Timp de frânare [s]	Timp de refulare [s]		Forta de rupere [KN]	Rm [N/mm²]	Locul ruperii
		1 [bar]	2 [N/mm²]	1 [bar]	2 [N/mm²]	1 [bar]	2 [N/mm²]								
"1"	1	44	109	50	126	88	222	4	8	0,3	4	12	507	425	MB
	2	44	109	50	126	88	222	4	6	0,3	4	16	510	427	MB
	3*	33	84	44	109	80	205	4	6	0,3	4	15	512	429	MB
												16	510	427	MB
												16	504	422	MB
												16 Proba pt.(m)(bf)		-	-
"2"	1	44	60	54	78	82	121	4	15	0,3	4	15	905	414	MB
												18	885	405	MB
												20	877	401	MB
	2*	44	60	60	80	100	135	4	10	0,3	4	13	905	414	MB
												15	882	404	MB
												14	885	405	MB
												15 Proba pt.(m)(bf)		-	-
"3"	1	36	104	44	112	88	229	2	5	0,3	4	13,5	611	341	md.
												14	536	444	md.
												13	490	408	md.
	2*	44	112	50	130	100	255	4	8	0,3	4	20	543	451	MB
												19,5	550	456	MB
												18,5	548	450	MB
												19 Proba pt.(m)(bf)		-	-
"4"	1	44	83	60	115	100	182	3	10	0,3	5	18	625	398	MB(rupta)
												19	625	398	MB(rupta)
												19	720	458	MB
	2*	50	96	60	115	110	207	3	10	0,3	5	20	735	468	MB
												21	810	516	MB
												20,5	824	524	MB
												20,7 Proba pt.(m)(bf)		-	-
"5"	1	44	82	60	114	90	167	3	12	0,3	6	9,2	716	438	md.
												9	742	458	md.
												10	944	582	MB(rupta)
	2*	44	82	60	114	100	186	3	15	0,3	6	11,5	1215	749	MB(rupta)
												11,5	1040	641	MB
												12	1052	649	MB
												11,5 Proba pt.(m)(bf)		-	-
"6"	1	50	55	80	90	110	120	4	20	0,3	9	11,5	1265	466	md.
	2	44	48	70	77	130	144	4	20	0,3	6	10	730	334	md.
	3	44	48	70	77	130	144	4	20	0,3	6	16	1295	477	md.+MB
	4*	44	48	95	103	140	177	4	20	0,3	6	12	1450	535	MB(rupta)
												14	1250	461	MB(rupta)
												16	1800	664	MB(taeva)
												12 Proba pt.(m)(bf)		-	-

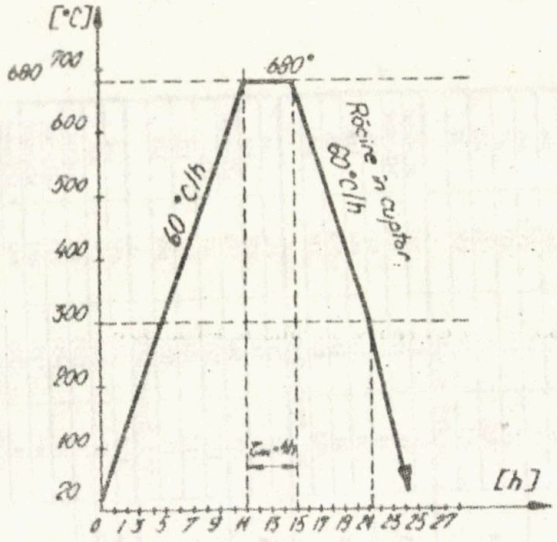


Fig. 3
Regimurile de sudare testate si rezultatele încercarilor de tractiune statica
Heat treatment diagram for after - weld anealing

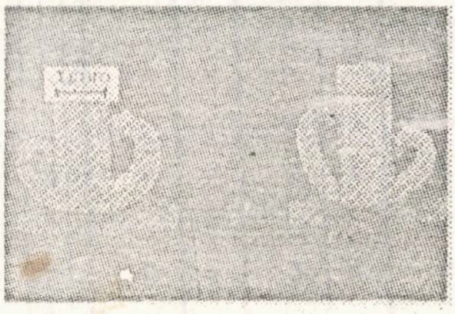


Fig. 4
Micrografie - Proba 1
Micrograph - sample 1

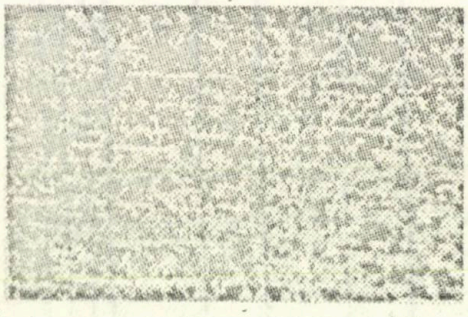


Fig. 5
Micrografie în MB2 - Proba 1
MB2 Micrograph - sample 1

lichide penetrante. Rezultatele încercarii de tractiune statica sunt date în tabelul 3.

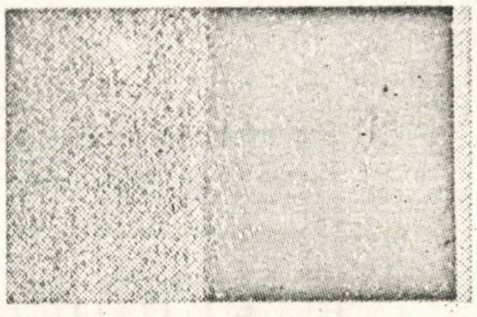


Fig. 6
Micrografie în ZIT MB2 - interfata sudata - ZIT MB1 - Proba 1
MB2 HAZ - welded interface - MB1 HAZ micrograph sample 1

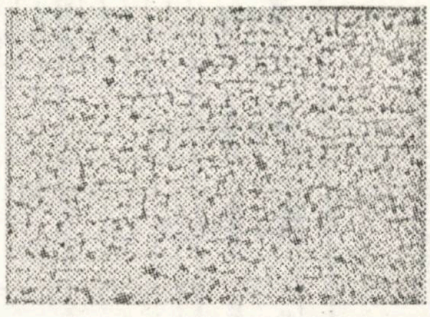


Fig. 7
Micrografie în MB1 - Proba 1
MB1 micrograph - sample 1

Regimul optim de sudare este cel a carui valoare a rezistentei la rupere este maxima si ruperea a avut loc în MB (s-au marcat cu "*" în tabelul 3).

Din probele executate cu parametrii optimi s-au prelevat epruvete pentru examinare metalografica (EM), macro - (M) si microscopica (m), evidentiindu-se structurile corespunzatoare din MB, interfata sudata si ZIT (fig. 4, 5, 6, 7).

Din punct de vedere macro- si microstructural, toate probele examinate respecta conditiile de calitate prezentate mai sus, constituentii structurali fiind de tipul perlita si ferita, iar marimea grauntelui variind între punctajele 5 si 10.

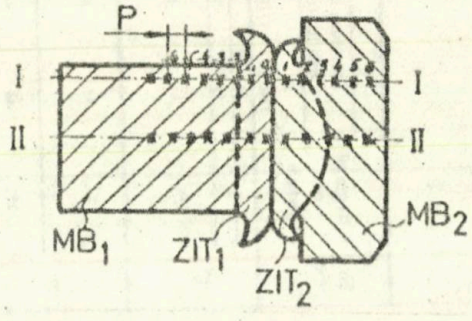


Fig. 8
Schema de amplasare a urmelor de duritate
Hardness print locations

Tabelul 4

Rezultatele încercarilor de duritate HV5
HV5 test results

Nr. urma	Nr. proba	Zona cercetata	Duritatea HV5	
			Directia I - I	Directia II - II
- 5		MB1	201	197
- 4			241	225
- 3			277	260
- 2			296	265
- 1			310	293
0	"1"		193	210
1			155	156
2			151	155
3			153	148
4			143	135
5		MB2	146	143
- 5		MB1	225	229
- 4			239	246
- 3			299	271
- 2			321	296
- 1			313	306
0	"2"		192	203
1			188	174
2			174	168
3			171	165
4			158	164
5		MB2	164	161
- 5		MB1	246	257
- 4			271	271
- 3			341	321
- 2			418	386
- 1			524	441
-->	"3"		277	246
1			187	204
2			168	187

Nr. urma	Nr. proba	Zona cercetata	Duritatea HV5	
			Directia I - I	Directia II - II
- 5		MB1	257	251
- 4			303	289
- 3			310	310
- 2			362	313
- 1			396	345
0	"4"		225	223
1			193	187
2			183	176
3			178	177
4			172	168
5		MB2	165	162
- 5		MB1	246	249
- 4			306	283
- 3			299	289
- 2			306	296
- 1			296	303
0	"5"		303	297
1			2286	274
2			274	286
3			262	268
4			251	257
5		MB2	239	254
- 5		MB1	257	262
- 4			283	257
- 3			274	265
- 2			277	
- 1			286	303
0	"6"		268	286
1			280	277
2			274	271

Incercarea de duritate s-a efectuat conform STAS 492/1-85. Schema de amplasare a urmelor este conform figurii 8, si anume în sase puncte echidistante, de-o parte si de alta a interfetei sudate catre ZIT si MB. Cu MB1, respectiv MB2 s-a notat materialul de baza corespunzator subansambulului butuc, respectiv roata de lant.

Rezultatele masuratorilor de duritate HV5 sunt date în tabelul 4. Rezulta ca variatiile de duritate în sudura sunt comparabile cu cele din MB, cu exceptia reperului (B3) + (RL2), care prezinta un vârf de 524 HV5 pe directia I-I si unul de 441 HV5 pe directia II-II, corespunzatori ZIT MB2; pot aparea accidental si structuri de tip Widmannstatten.

Rezulta ca regimurile de sudare considerate sunt optime si ca tratamentul termic si-a atins scopul urmarit.

Concluzii

Programul experimental a urmarit comportarea la sudare prin frecare a unor cupluri de materiale si tipodimensiuni utilizate în practica la confectionarea ansamblului roata de lant - butuc.

Regimurile de sudare testate au evidentiat existenta unor parametri optimi, pentru care îmbinarile sudate satisfac în întregime conditiile de calitate a....g.

Sudarea prin frecare asigura o calitate ridicata a îmbinarii, o productivitate mare si un cost rezonabil.

BIBLIOGRAFIE

[1] Catalog de tehnologii si masini de sudare prin frecare - ISIM.

[2] **Fl. Dumitrache** s.a. - *Tehnologii de sudare prin presare*, vol. II, Editura IPB, Bucuresti, 1985.

[3] **H. C. Campell** - *Are Dissimilar Metals Weldable?*, Welding Journal - May 92, pag. 77-78.

[4] A.S.M. International - Welding Handbook, vol. 2 (8 th Ed.)

REVISTA REVISTELOR

Stahl, *Germania, nr.4, 1993*

- *Siegen-Olpe-Wittgenstein- o regiune industriala în transformare structurala, p.25*
- *Servicii pentru economia regionala, orientate catre productie, p.27*
- *Foarfeci moderne pentru taiere transversala, p.31*
- *Piese din oteluri aliate pentru instalatii energetice, p.33*
- *Deformare la presiune înalta - tehnologie de executie, cu viitor, p.38*
- *Masini pentru prelucrarea tevilor mari, p.40*
- *Curatire, ungere, degresare - prelucrare perfecta a suprafetei, pentru tabla subtire, p.41*
- *PULS PLASMA. Tehnica de tratare a suprafetelor pentru initierea modificarilor structurale, p.43*
- *Zincare la cald în cadrul unei asociatii regionale, p.47*
- *Otel profilat, cu precizie, p.51*
- *Rezistenta la cald a otelurilor AFP, p.53*
- *Despre influenta si împartirea tot mai mare a niobiului în otelurile de scule, p.60*
- *Rapoarte scurte, p.64*
- *Norme si reglementari tehnice, p.79*
- *Noutati din industrie, p.4*
- *Rapoarte de la târguri si congrese, p.8*

TEHNOLOGIE NEPOLUANTA PENTRU PRELUCRAREA FRACTIEI SULFATOOXIDICE DIN ACUMULATOARE UZATE SI A ALTOR DESEURI DIN INDUSTRIE, DE ACEEASI COMPOZITIE

Ing. Romanita Teodorescu, chim. Mihaela Ulmanu, S.C. I.M.N.R. S.A., Bucuresti

C. Z.: 669.2/.8

In cadrul Institutului de Metale Neferoase si Rare, în urma colaborarii cu întreprinderile NEFERAL si ACUMULATORUL s-a elaborat în ultimii ani si s-a experimentat la scara pilot o tehnologie de valorificare a deseurilor provenite din fabricatia acumulatoarelor si a fractiunii sulfatooxidice recuperate prin dezmembrarea acumulatoarelor uzate.

Deseurile prelucrate în vederea valorificarii plumbului au un continut de aproximativ 80 % Pb sub forma de PbO, PbO_2, $PbSO_4$, Pb met., motiv pentru care acestea se preteaza la o prelucrare hidrometalurgica.

Analiza spectrala a deseurilor prelucrate în vederea valorificarii plumbului, cu dimensiuni de particula sub 0,6 mm, a indicat valorile din tabelul 1.

Compozitia chimica a acestor deseuri este redata în tabelul 2:

Tabelul 2

U.M. :%

Pb_t	PbO	PbO_2	$PbSO_4$	Pbmet.	$PbCO_3$ sau alte comp
70 - 85	5 - 60	5 - 20	10 - 60	1 - 5	3 - 10

Experimentarile efectuate pentru valorificarea plumbului din aceste deseuri, în vederea stabilirii conditiilor de lucru si a tehnologiei de valorificare, au fost conduse pe fluxul tehnologic prezentat în figura 1.

Conform acestui flux, tehnologia cercetata s-a bazat pe trecerea plumbului din diversele componente ale deseurilor de plumb, în solutie, în diverse etape ale fluxului tehnologic, fiecare etapa corespunzand solubilizarii unuia din componentii fazei solide.

Spre deosebire de alte variante cercetate anterior, care utilizau la faza de carbonatare a sulfatului de plumb carbonat, bicarbonat de amoniu si hidroxid de amoniu, varianta ce implica pierderi de amoniac si obtinerea în final a unui deseu de sulfat de

Tabelul 1

- Pb	Ca, Fe	Sb, Na	Sn, Bi, Mn, B, Cd	Mg, Cu, Zn	Al	Si
z.p	$5 \cdot 10^{-2} - 10^{-1}$	$10^{-2} - 5 \cdot 10^{-2}$	$10^{-3} - 5 \cdot 10^{-3}$	$10^{-2} - 5 \cdot 10^{-2}$	0,1 - 1	0,1 - 0,5

calciu care nu-si gaseste utilizarea si trebuie haldat, aceasta varianta cercetata si experimentata la scara pilot utilizeaza la faza de carbonatare carbonat de sodiu cu obtinerea în final a sulfatului de sodiu.

Tehnologia de valorificare a plumbului din deseurile mentionate (tab. 2) consta în tratarea fractiunii fine (sub 0,6 mm) cu carbonat de sodiu în vederea transformarii sulfatului de plumb si a oxidului de plumb în carbonat de plumb care, dupa separarea prin filtrare, într-o faza urmatoare de dizolvare acida cu acid hexafluorosilicic, a permis aducerea în solutie a plumbului carbonatat. Din solutia de fluorosilicat de plumb se recupereaza plumbul sub forma de plumb electrolitic 99,99%, solutia epuizata recirculandu-se în proces la faza de dizolvare. Faza solida rezultata dupa filtrare, îmbogatita în bioxid de plumb, prin sulfatare cu acid sulfuric si apa oxigenata schimba compozitia acesteia în sulfat de plumb, care dupa filtrare si spalare se recircula în proces la faza de carbonatare.

Toate solutiile obtinute pe diferitele trepte ale procesului tehnologic se recircula în sistem dupa corectarea compozitiei sau regenerarea acestora, urmarind permanent eliminarea maxima a poluarii mediului.

In ceea ce priveste carbonatarea sulfatului de plumb din materialele luate în lucru cu solutii de carbonat de sodiu proaspete si recirculate, aceasta a dus la solutii care se îmbogatesc permanent în ioni

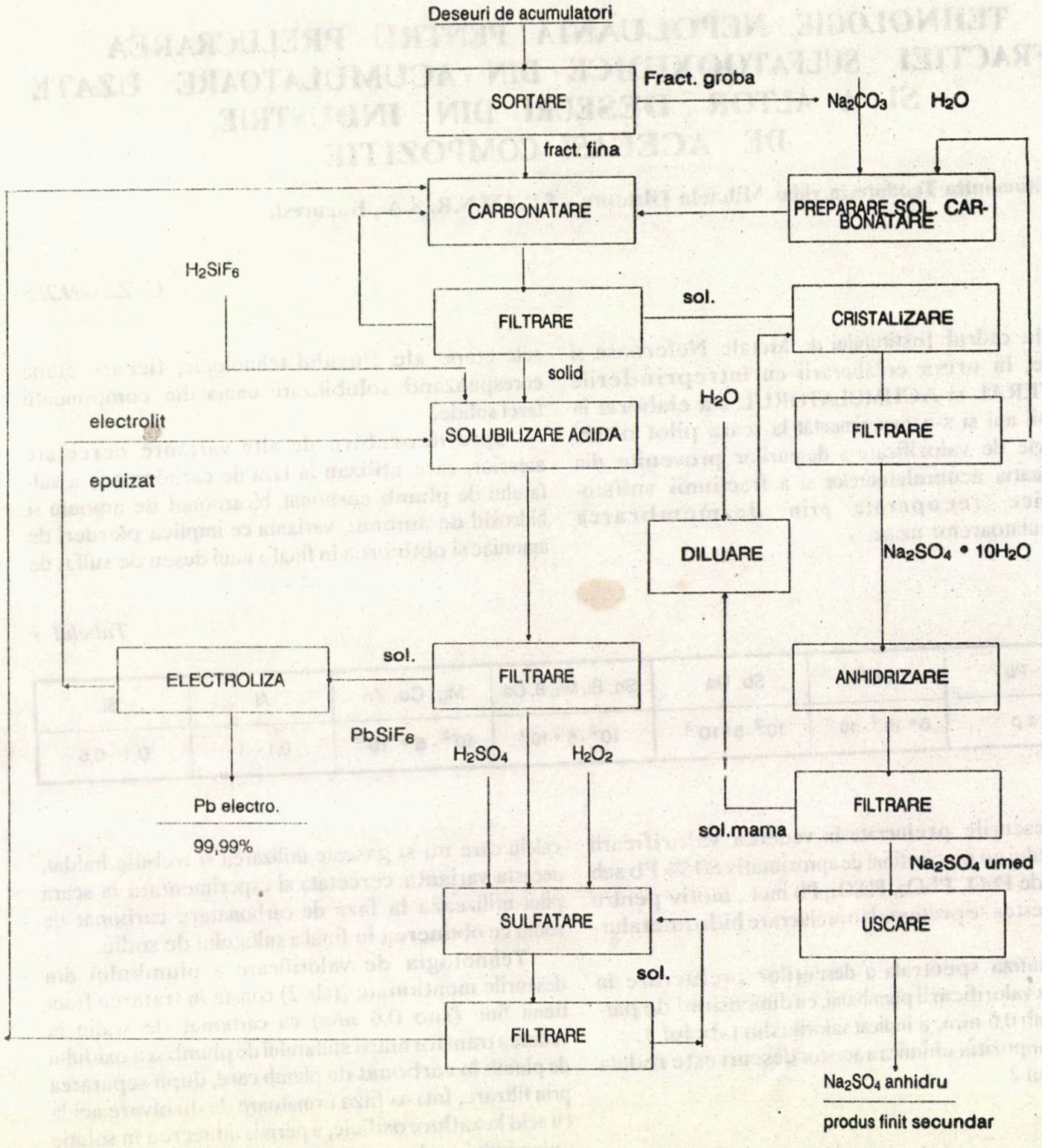


Fig. 1

Fluxul tehnologic de valorificare a deseurilor de plumb de acumulatori
Battery lead waste reclaiming process flow

SO_4^{2-} corespunzator randamentului de carbonatare din treapta de carbonatare, în solutie ramânând neconsumat doar excesul de carbonat de sodiu.

Din solutiile îmbogatite în sulfat de sodiu pâna la o concentratie de 17-19%, se separa prin racire si cristalizare lenta sulfatul de sodiu.

Separarea cristalelor de sulfat de sodiu decahidrat din solutii are loc cantitativ pâna la limita de solubilitate a acestuia în solutia respectiva la temperatura de lucru. Dupa separarea prin filtrare a cristalelor de sulfat de sodiu decahidrat, solutia mama1 se recircula la faza de carbonatare, iar cristalele sunt anhidrizate prin topire incongruenta dupa care, prin filtrare, se separa cristalele de sulfat de sodiu anhidru care se usuca, iar solutia mama2 se recircula la faza de racire-cristalizare.

Sunt prezentate în continuare reactiile chimice care stau la baza procesului de valorificare a plumbului prin tehnologia propusa, în ordinea fazelor fluxului tehnologic prezentat în figura 1:

¤ *carbonatarea sulfatului de plumb:*

$$PbSO_4 + Na_2CO_3 = PbCO_3 + Na_2SO_4$$

reactie paralela posibila:

$$PbO + Na_2CO_3 + H_2O = PbCO_3 + 2NaOH$$

¤ *cristalizarea sulfatului de sodiu:*

$$\text{sol. } Na_2SO_4 \xrightarrow{T^0C} Na_2SO_4 \cdot 10\,H_2O + \text{sol. mama}$$

¤ *dizolvarea acida a plumbului din pastele carbonatate:*

$$PbCO_3 + H_2SiF_6 = PbSiF_6 + H_2O + CO_2$$

reactie paralela posibila:

$$PbO + H_2SiF_6 = PbSiF_6 + H_2O$$

¤ *electroliza plumbului din solutii de fluoro - silicat de plumb:*

$$PbSiF_6 + H_2O = Pb + H_2SiF_6 + 1/2\,O_2$$

¤ *reactii de echilibru posibile la electroliza:*

$$H_2SiF_6 \Leftrightarrow SiF_4 + 2HF$$

$$SiF_4 + 2H_2O \Leftrightarrow 4HF + SiO_2$$

Rezultate experimentale

Problema principala a cercetarilor efectuate a constituit-o stabilirea conditiilor optime pe fazele fluxului tehnologic pentru ca randamentul final de valorificare a plumbului din deseurile luate în lucru sa fie maxim în conditiile unei poluari minime.

Carbonatarea s-a realizat cu o solutie de carbonat de sodiu de concentratie 20%, cu stabilirea conditiilor optime de lucru si a randamentelor optime la aceasta faza. Cercetarile au dus la concluzia ca transformarea sulfatului de plumb în carbonat de plumb se poate realiza cu randamente de peste 95% în cazul în care reactia este condusa la temperatura de 20-40^{0}C, la un timp de contact de 60-75 minute, la raporturi S:L = 1:2,5 - 1:3 la concentratii de 10-15% Na_2CO_3 si la un exces de 35-45% Na_2CO_3 fata de necesarul stoichiometric pentru dimensiuni ale particulelor solide de sub 1 mm (tab. 3, fig. 2,3). Dupa separarea celor doua faze prin filtrare, pasta carbonatata s-a supus operatiei de dizolvare în acid hexafluorosilicic sau în solutie recirculata de la electroliza în scopul aducerii cantitative a plumbului în solutie.

Cercetarile au demonstrat ca, lucrând la o concentratie de 120- 130 g/l acid hexafluorosilicic la raporturi S:L = 1:7 - 1:8 la un timp de contact al fazelor de 1-1,5 ore la temperatura ambianta, se pot obtine randamente de solubilizare a plumbului solubil din pastele carbonatate de peste 90% (tab. 4).

Faza solida rezultata la filtrarea de dupa dizolvarea acida s-a sulfatat prin tratare cu acid sulfuric si apa oxigenata. Cercetarile au stabilit randamente de sulfatare a bioxidului de plumb de aproximativ 86-90% la aceasta faza în cazul în care se lucreaza în urmatoarele conditii: compozitia solutiei de sulfatare

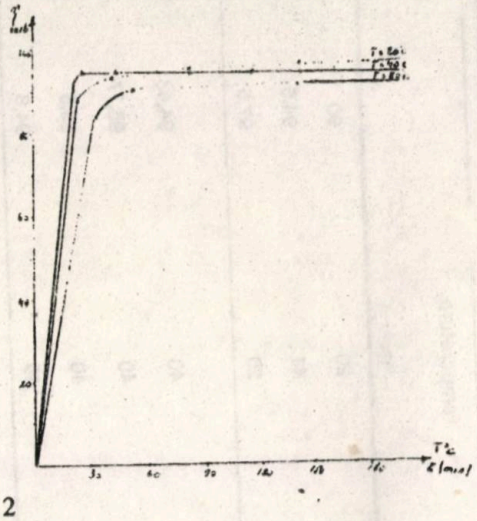


Fig. 2

Variatia randamentului de conversie a sulfatului de plumb la carbonat de plumb în functie de timp si temperatura
Variation of conversion yield from $PbSO_4$ to $PbCO_3$ depending on time and temperature

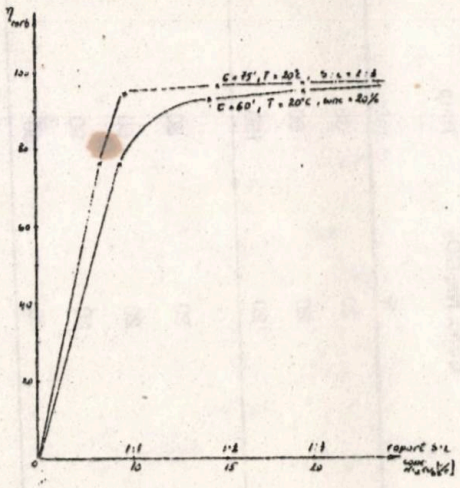


Fig. 3

Variatia randamentului de carbonatare a sulfatului de plumb în functie de raportul S : L si de concentratia carbonatului de sodiu
$PbSO_4$ carbonatation yield variation depending on S : L ratio and Na_2CO_3 concentration

90% H_2SO_4, 10% H_2O_2 30%, raport S:L = 1:4,5 timp de contact 3-4 ore la temperatura mediului ambiant (tab. 5, fig. 4).

Solutia rezultata la solubilizarea acida - fluorosilicat de plumb - de compozitie optima 70 - 75 g/l Pb si 80 - 90 g/l H_2SiF_6 liber se supune operatiei de electroliza, de unde rezulta plumb electrolitic 99,99% si o solutie de electrolit epuizat care mai contine 35-40 g/l Pb si 110-114 g/l ; H_2SiF_6 liber care se recircula la faza de dizolvare acida.

Pasta finala sulfatata prin recirculare la faza de carbonatare alaturi de materialul proaspat ofera posibilitatea valorificarii plumbului în proportie de 90-95%, cu reducerea corespunzatoare a poluarii mediului.

Tabelul 3

Rezultatele obtinute la carbonatarea sulfatului de plumb din deseuri
Results of $PbSO_4$ carbonating from scrap

Continut $PbSO_4$ în materie prima,	Compozitia sol. de carbonatare		Conditii de lucru				Randament carbonat,
	SO_4^{2-}	CO_3^{2-}	Conc. Na_2CO_3	Timp	Raport S:L	Temperatura,	
%	g/l	g/l	%	min.		°C	%
57	61,07	72,3	20	30	1 : 3	20	90
57	66,82	90,67	20	60	1 : 3	41	94,5
57	61,52	85,6	20	150	1 : 3	20	97,5
57	62,34	91,55	20	30	1 : 3	40	94,43
57	75,05	85,8	20	60	1 : 3	40	95,77
57	66,1	138,6	20	90	1 : 3	40	95,5
57	63,7	88,84	20	150	1 : 3	40	94,8
57	63,97	82,3	20	60	1 : 3	80	90
57	68,9	81,5	20	150	1 : 3	80	91
57	64,35	14,1	10	75	1 : 3	40	95,38
57	66,5	34,09	10	75	1 : 3	20	94,55
57	60,53	33,32	8	75	1 : 3	20	75,33
57	64,5	76,0	15	75	1 : 3	20	94,8
57	66,01	89,05	20	75	1 : 3	20	95,0
57	131,78	17,45	20	60	1 : 1	20	78,34
57	88,2	69,46	20	60	1 : 2	20	92,35
57	66,82	90,67	20	60	1 : 3	20	94,5

Tabelul 4

Rezultatele obtinute la dizolvarea carbonatului si oxidului de plumb în solutii de acid hexafluorosilicic

Results of PbO ans $PbCO_3$ leaching in hexafluorosilicious acid

Pasta carbonatata			H_2SiF_6 proaspat	apa	Electrolit recirculat				solid filtrat	Solutie fluorosilicat Pb					plumb solubiliz.	Randament solubiliz.
cant.,	Pb_t,	$Pb_{sol.}$			cant.	compozitie				cantit.	compozitie					
						Pb	H_2SiF_6 t				Pb	H_2SiF_6 t				
kg	kg	g	l	l	l	g/l	g	g/l	g	l	g/l	g	g/l		g	%
2,63	1,74	1153	11	6	-	-	-	-	1085	16,08	61,8	995	122,46		99,5	86,3
2,75	1,75	1153	0,625	-	16,84	25,25	425,2	124,2	1080	17,1	66,12	1124	124,25		1124	80,6
1,8	1,182	784	1,5	-	16,5	38,65	637,7	123,36	860	17,5	75,27	1317	125,18		679	86,6
1,8	1,182	784	1,0	-	16,3	45,78	746,2	129,44	780	16,4	89	1459	120,66		713	90,9
1,8	1,182	784	1,0	-	16,15	56,55	913,28	121,55	778	16,5	98,68	1628	120,55		715	91,19
1,8	1,182	784	1,0	-	16,1	55,74	897,4	127,6	781	16,3	101,76	1658	120,1		725	92,47
1,8	1,182	784	1,0	-	16,2	57,01	923,5	122	769	16,9	103	1741	120,9		732	93,36

Tabelul 5

Rezultatele obtinute la sulfatarea PbO_2 cu acid sulfuric si H_2O_2
Results of PbO_2 sulphation in H_2SO_4 and H_2O_2

Continut in pasta inainte de sulfatare		Continut in pasta dupa sulfatare		Conditii de lucru			Randament sulfatare	
PbO_2,	PbO,	PbO_2,	PbO,	Raport	Timp react.,	Raport H_2O_2 / H_2SO_4	PbO_2,	PbO,
g	g	g	g	S:L	h		%	%
57,1	5,2	30,33	urme	1 : 4,5	4	1 : 9	49	89
87,98	5,2	37	5,2	1 : 4	3	1 : 9	58	-
80,82	-	20,15	-	1 : 4	4	1 : 9	75	-
116,0	10,0	17,4	2,0	1 : 4,5	3	1 : 9	85	80
116,0	10,0	11,5	2,0	1 : 4,5	4	1 : 9	90	80
110	7,3	21	2,0	1 : 4	4	1,5 : 8,5	81	72
110	7,3	34	2,2	1 : 4	3	1,5 : 1,5	69	70
80,82	-	30,2	-	1 : 3	4	1 : 9	63	-

Tabelul 6

Rezultatele obtinute la cristalizarea si anhidrizarea sulfatului de sodiu decahidrat
Results of crystalizing and anhydriding decahydrated Na_2SO_4

Solutia de carbonatare			Cond. cristalizare		Solutie carbonat + sulfat de sodiu				Cantitate	Cristale Na_2SO_4 anhidru		
Cantitate,	Compozitie		Temp.,	Timp total,	Cantitate,	Densitate,	Compozitie		$Na_2SO_4 \cdot 10H_2O$,	Cantitate ude / usc.,	Compozitie	
	SO_4^{2-},	CO_3^{2-},					SO_4^{2-},	CO_3^{2-},			Na_2SO_4,	umid.,
ml	g/l	g/l	°C	h	ml	g/l	g/l	g/l	g	g/g	%	%
6200	145,16	16,8	+1	4	5100	1,02	34,81	18,42	1866	691/685	98,25	1,5
4400	192,07	21,36	+0,5	3,5	3200	1,01	25,26	28,37	1784	643/630	98,77	0,6
6000	146,4	28	+1	4	5150	1,02	31,14	30,62	1587	558/549	98,96	0,2
4580	187,3	21,87	0	3,5	3420	1,01	24,77	28,28	1767	638/629	99,26	0,1
4520	195,8	26,17	0	4	3400	1,01	25,26	32,79	1719	635/625	98,37	0,47

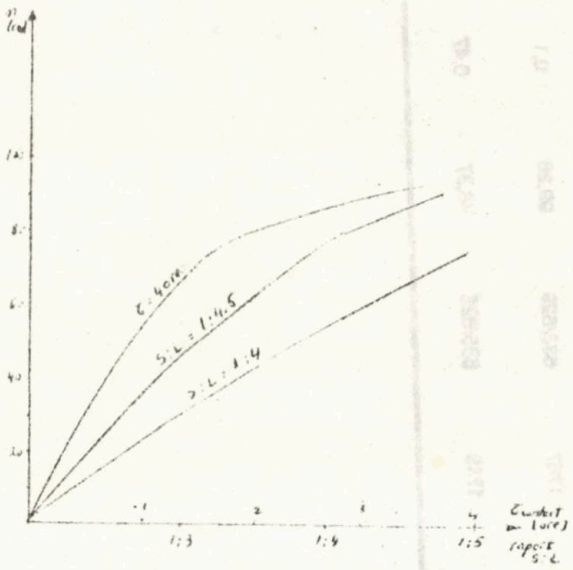


Fig. 4

Variatia randamentului de reducere a bioxidului de plumb cu acid sulfuric si H_2O_2 în functie de timpul de contact si raportul S : L
Variation of PbO_2 reduction yield depending on contact time and S : L ratio uhen H_2SO_4 and H_2O are used

În paralel, din solutiile de sulfat de sodiu obtinute la faza de carbonatare a sulfatului de plumb, s-a recuperat sulfatul de sodiu prin racirea acestora la -1-0^{0}C si filtrare.

Caracteristicile impuse solutiilor supuse racirii în vederea separarii cantitative a cristalelor de sulfat de sodiu decahidrat sunt urmatoarele: concentratia Na_2SO_4 17-19%, densitate 1,14 - 1,145 g/l, concentratia Na_2CO_3 20-28 g/l, pH 8-9, timp total de cristalizare 4-5 ore, concentratia finala a solutiei în ioni SO_4^{2-} 25-30 g/l.

Anhidrizarea cristalelor de sulfat de sodiu decahidrat cu 15-20% umiditate se realizeaza prin încalzirea cristalelor la temperaturi de 55-60^{0}C si mentinerea 2 ore la aceasta temperatura. Cristalele de sulfat de sodiu anhidru se separa prin filtrare si se usuca. Randamentele de valorificare a sulfatului de sodiu sunt de peste 95% (tab. 6).

Lucrând în aceste conditii, se obtine în paralel cu plumbul electrolitic 99,99% un produs secundar de sulfat de sodiu anhidru de calitate STAS si cu un continut de plumb de aproximativ 0,002%, posibil de utilizat în diverse domenii.

BIBLIOGRAFIE

[1] B.I., Fr., nr. 2,590 277, 11 nov., 1986
[2] B. I., Fr., nr. 2,592 662, 10 iul, 1987
[3] **E. R. Cole** si colaboratorii: Raport de cercetare 8602
[4] **E. R. Cole** si colaboratori: Raport de cercetare 8857

REVISTA REVISTELOR

IRON AND STEEL ENGINEER, *Anglia, nr. 11, 1993*

- *Programul de parteneriat al AISE, p.11*
- *Simpozionul AISE asupra injectiei de carbune, p.16*
- *Turnarea continua speciala realizata de firma Geneva Steel va revolutiona productia de tabla, p.27*
- *Integrarea automatizarii si a controlului în masina de turnare continua nr.2 de la uzinele Gary Steel, S.U.A., p.34*
- *Controlul bombarii sleburilor la turnarea continua, p.40*
- *Analiza termomecanica a recipientului convertizorului de 225 t, p.43*
- *Perfectionarea instalatiei de racire a convertizorului prin evaporarea picaturilor de apa pulverizata pe manta, p.52*
- *Competitie dirijata, p.56*

IRON AND STEEL ENGINEER, *Anglia, nr. 12, 1993*

- *Modernizarea liniei de galvanizarea nr. 1 de la California Steel, p.17*
- *Instalarea si exploatarea de racitoare primare noi la cocseriea uzinelor Clairton, p.20*
- *Modernizarea laminorului de banda la cald de 80 toli al firmei Great Lakes, p.27*
- *Conceperea si darea în exploatare a instalatiei de productie compacta a benzilor la cald (CSP) a firmei NUCOR la Hickman, p.36*
- *Reuniunea IISI pe 1993, p.42*

TEHNOLOGIA SUDARII PRIN FRECARE A POANSOANELOR DIN COMPONENTA STANTELOR

Dr. ing. Florea Dumitrache, profesor
ing. Daniela Dumitru, asistent universitar Universitatea "Politehnica" Bucuresti

C. Z.:621.791

In conditiile diversificarii sferei de aplicabilitate a stantelor, o initiativa de reducere a consumului de materiale, a costurilor si de îmbunatatire a posibilitatilor de executie este binevenita.

Tinând seama de faptul ca din toata lungimea unui poanson de stantare doar 30% reprezinta zona activa, restul având doar un rol de ghidare, si ca otelul din care este confectionat este foarte scump, dificil de prelucrat, se exclude acceptarea solutiei de proiectare monobloc folosind un singur material.

Lucrarea de fata îsi propune proiectarea unei tehnologii de sudare a cuplului de oteluri: OL 37 pentru partea de ghidare, cu 155 VMoCr 120 pentru partea activa. Aceasta tehnologie de sudare poate fi considerata si ca o solutie de întretinere si reparatie economica si deosebit de rapida a partilor active din componenta stantelor.

Tehnologia de sudare

S-au realizat comparativ procedeele de sudare posibile pentru obtinerea poansoanelor, pe seama criteriilor: calitate, cost, productivitate, posibilitati de mecanizare / automatizare a procesului, grad de poluare la locul de munca. A rezultat ca varianta optima de obtinere a poansoanelor este sudarea prin frecare - SF. Schema de principiu a SF si succesiunea fazelor procesului sunt date în figura 1.

Regimul de sudare se alege în functie de natura materialelor, forma si dimensiunile componentelor de sudat.

155 VMoCr 120 este un otel aliat de scule, rezistent la uzura, cu tenacitate ridicata în stare de livrare (calire - revenire) - conform STAS 3611 - 86. OL 37 este un otel carbon de uz general, care nu ridica probleme la sudare (STAS 500/2-86).

Tabelul 1

Compozitia chimica a materialelor ce urmeaza a fi sudate
Chemical analysis of materials to be welded

Marca otelului	Compozitia chimica, %								
	C	Mn	Si	Cr	Ni	V	Mo	S max.	P max
155 VMoCr120	1,45 - 1,65	0,15 - 0,45	0,15 - 0,35	11 - 12,5	max. 0,35	0,15 - 0,3	0,4 - 0,6	0,03	0,03
OL 37	max. 0,19	max. 0,85	max. 0,4	-	-	-	-	max. 0,05	max. 0,05

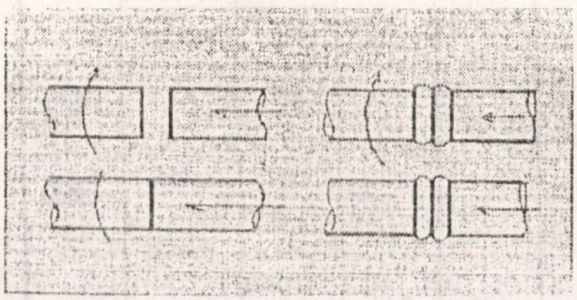


Fig. 1
Schema de principiu a SF si succesiunea fazelor procesului de sudare.
Friction welding process diagram

Compozitiile chimice ale celor doua materiale de baza sunt date în tabelul 1.

Poansoanele sunt puternic solicitate în exploatare în special la compresiune si soc, deci materialul partii active si cel al zonei sudate trebuie sa reziste la functionarea în regimuri dure (forta de rupere la tractiune statica sa fie de minimum 25000 N, pentru poansonul rotund ϕ20 mm).

Forma si dimensiunea componentelor de sudat, stabilite în cadrul programului experimental, sunt date în tabelul 2.

Debitarea barelor din cele doua materiale de baza se realizeaza pe strung, astfel încât abaterea de la perpendicularitate a suprafetei frontale sa nu fie mai mare de ± 1%, nefiind necesara limitarea rugozitatii în taietura. Curatirea suprafetelor frontale

Tabelul 2

Forma si dimensiunile componentelor de sudat
Shapes and sizes of welding components

Componenta poansonului	Material	Notatie	Diametru	Lungime	Sectiune
	Marca	-	d , mm	l, mm	s, mm
Partea activa	155 VMoCr 120	MB1	20	140	314
Partea de ghidare	OL 37	MB2	20	140	314

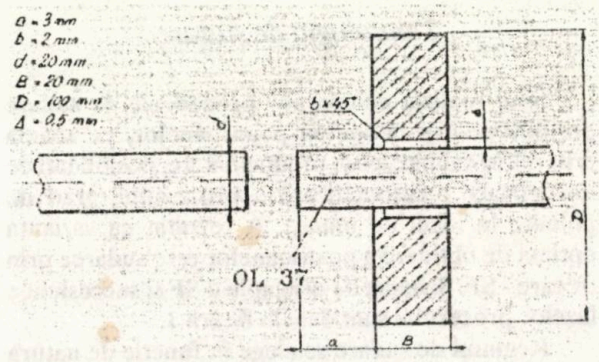


Fig. 2
Schita matritei de formare
Forming die

de rugina, grasimi se face prin decapare si degresare. Depasirea abaterii prescrise si curatirea insuficienta atrag dupa sine încalzirea neuniforma a capetelor componentelor, uzura prematura a bacurilor de prindere si a dispozitivelor de antrenare a piesei în rotatie datorita vibratiilor, lipsa de legatura în interfata sudata.

Experimentarile s-au facut pe masina de sudat prin frecare - MSF 10 (caracteristici tehnice conform [1]).

Parametrii regimului de sudare se aleg conform recomandarilor din literatura de specialitate si experientei în domeniu (tab. 3).

La sudare s-a folosit o matrita de formare pentru limitarea bavurii excesive a componentei din OL 37 si crearea posibilitatii ca otelul mai rezistent 155 VMoCr 120 sa se deformeze suficient pentru a se putea obtine suduri de calitate.

Schita matritei de formare utilizata este data în figura 2.

Regimurile de sudare testate experimental, precum si rezultatele încercarilor la tractiune statica executate dupa tratamentul termic final, conform STAS 5540/82, sunt prezentate în tabelul 3.

Tabelul 3

Parametrii regimului de sudare si rezultatele încercarilor de tractiune statica
Welding regime parameters and static tensile strength test results

Nr. proba	Regim	Parametrii regimului de sudare							Încercarea la tractiune Frup., N	Observatii
		Frecare		Refulare		Timp frecare, tf, s	Timp refulare tref, s	Timp frânare tfr. , s	Scurtarea axiala X, mm	
		Ffrec., N	Pfrec., N	Ffrec., N/mm	Pref, N/mm					
1	1	56000	178	86000	274	14,4	7,16	0,13	6,1	136000	Toate probele
2									8	129000	s-au
3									9,3	138000	rupt
4									7,9	138000	în MB2
5									6,7	138250	
6									8,8		Pentru AM si HV5
7	2	56000	178	86000	274	17	7,16	0,13	6,8	131000	Toate probele
8									9,3	129000	s-au
9									9,3	130000	rupt
10									8,5	139000	în MB 2
11									9,2	140000	Pentru AM si HV 5
12									9,9		

Tabelul 4

Rezultatele analizei metalografice - AM
Metallographic results

Nr. proba	Examinari microscopice	Atac chimic	Examinari microscopice / 100 X / STAS 10952/2 - 78					Zona cercetata	Figura
			Constituienti STAS 7626 - 79	Proportie constituienti STAS 7626 - 79	Marime graunte real STAS 5490 - 80	Structura Widmannstatten STAS 7626 79	Defecte STAS 7084 - 80		
6	Bavura cu geometrie corespunzatoare Nu se observa defecte de sudare (fig. 7)	Nital 2%	Sorbita cu carburi poliedrice si globulare dispuse în siruri			nu	nu	MB1	4
			Sorbita cu carburi poliedrice si globulare uniform dispersate			nu	nu	ZIT - MB1	5
			Perlita si ferita	25/75	8,0	nu	nu	ZIT - MB2	5
			Perlita si ferita în siruri	15/85	8,0 - 9,0	nu	nu	MB2	6
12	Bavura cu geometrie corespunzatoare Nu se observa defecte de sudare	Nital 2%	Sorbita cu carburi poliedrice si globulare dispuse în siruri			nu	nu	MB!	-
			Sorbita cu carburi poliedrice si globulare uniform dispersate			nu	nu	ZIT - MB1	-
			Perlita si ferita	25/75	8,0	nu	nu	ZIT - MB2	-
			Perlita si ferita în siruri	15/85	8,0 - 9,0	nu	nu	MB2	-

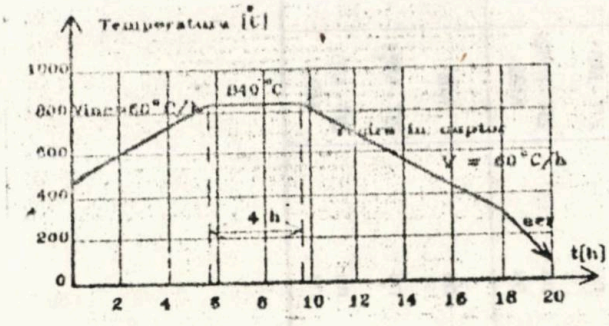


Fig. 3
Diagrama tratamentului termic de recoacere de înmuiere
Softening annealing diagram

Dupa sudare, piesele au fost supuse unui tratament termic de recoacere de înmuiere, efectuat în cuptor conform diagramei din figura 3 (preîncalzirea cuptorului pâna la o temperatura de 450...500^{0}C, introducerea probelor sudate, urmata de încalzirea pâna la 840^{0}C, apoi mentinerea timp de 240 min. si, în final, racirea în cuptor pâna la 300^{0}C, urmata de racirea în aer linistit).

Tratamentul termic este necesar deoarece, în urma SF, în otelul aliat 155 VMoCr-120, susceptibil la calire în aer, apar constituenti duri (HV > 800), care fragilizeaza sudurile.

Omologarea tehnologiei de sudare

Pentru fiecare regim de sudare (1 si 2) s-au sudat câte sase probe (a 6-a si a 12-a au fost destinate analizei metalografice - AM si determinarilor de duritate - HV 5).

Analizând rezultatele încercarii de tractiune statica, executate pe epruvete prelevate conform STAS 5540/2 - 82, prezentate în tabelul 3, rezulta ca toate cele zece probe solicitate s-au rupt în MB2, la o forta mult mai mare decât cea minima impusa, de 25000 N.

Rezultatele examinarilor metalografice sunt prezentate în tabelul 4.

Examinarile metalografice macro - si microstructurale au evidentiat suduri fara defecte (geometrie corespunzatoare a bavurii, sudura continua pe toata sectiunea, lipsa incluziunilor nemetalice, lipsa fisurilor), asa cum reiese din figurile 4, 5, 6, 7 - corespunzatoare regimului 1.

Masuratorile de duritate - HV 5 s-au efectuat în lungul probelor sudate, pe doua directii paralele I - I si II - II, asa cum reiese din figura 8.

Este de dorit ca profilul de variatie al duritatii sa nu aiba salturi în zonele de trecere de la materialul de baza la sudura (în zona de influenta termica - ZIT). Valorile HV 5 masurate sunt trecute în tabelul 5 (precizia determinarilor este de ± 3%).

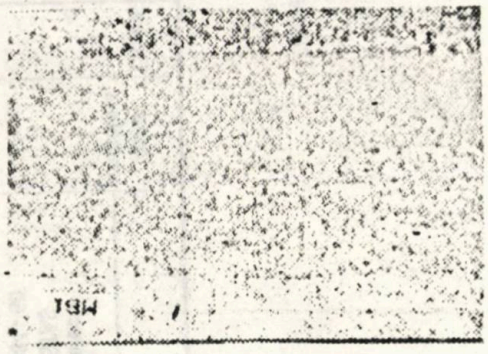


Fig. 4
Microstructura (X 100) în MB1, regimul 1, proba 6
MB1 microstructure (x 100) for regime 1, sample 6

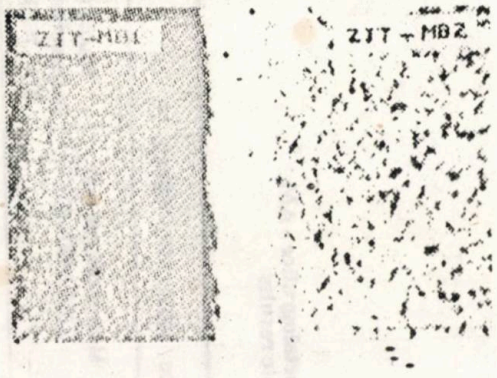


Fig. 5
Microstructura (X 100) în zona influentata termic - ZIT - MB1/ZIT - MB2, regimul 1, proba 6
HAZ microstructure (x 100) in MB1 and MB2, regime 1, sample 6

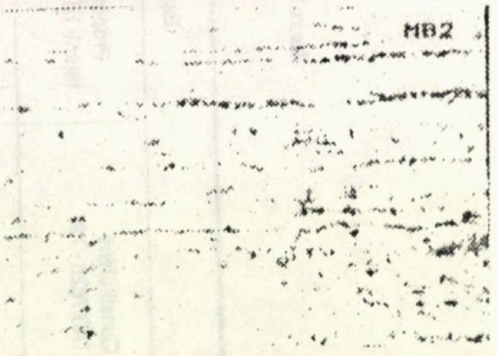


Fig. 6
Microstructura (X 100) în MB2, regimul 1, proba 6
MB2 microstructure (x 100) for regime 1, sample 6

A rezultat ca valorile maxime ale duritatii s-au înregistrat în MB1 - 239 HV 5, respectiv în ZIT - MB1 - 244 HV 5.

In urma analizei tuturor rezultatelor experimentale a rezultat ca regimul optim de sudare este regimul 1. La regimul 1, timpul de sudare a fost mai scurt (22 s), scurtarea axiala medie mai mica (7,8 mm), deci aceasta este totodata mai productiv si mai economic.

Tabelul 5

Valorile duritatilor HV 5 masurate
Measured HV5 results

Nr. urma	Nr. proba	Directia de investigare	Duritate HV 5	Nr. urma	Nr. proba	Directia de investigare	Duritate HV 5
-6			225	-6			239
- 5			229	- 5			234
- 4			221	- 4			225
- 3			225	- 3			227
- 2			227	- 2			236
- 1			232	- 1			244
0	6	I - I	203	0	12	I - I	216
1			134	1			128
2			138	2			131
3			142	3			129
4			146	4			132
5			144	5			135
6			134	6			134
- 6			236	- 6			239
- 5			239	- 5			227
- 4			234	- 4			225
- 3			229	- 3			225
- 2			227	- 2			236
- 1			234	- 1			239
0	6	II - II	203	0	12	II - II	183
1			146	1			232
2			147	2			129
3			151	3			135
4			152	4			136

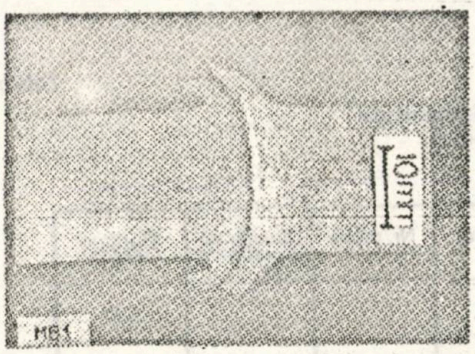


Fig. 7
Macrostructura, proba 6, regimul 1
Sample 6 microstructure, regime 1

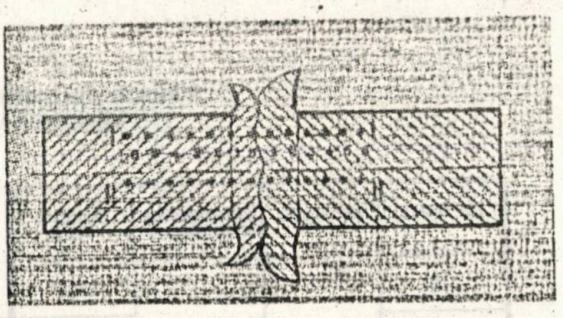


Fig. 8
Schema masuratorilor de duritate HV5, pentru probele 6 si 12, regimul 1, respectiv 2
HV - 5 measurement diagram for samples No 6 and 12, regimes 1 and 2 respectively

Concluzii

Sudare prin frecare - SF asigura o calitate ridicata a îmbinarii, insotita de o productivitate mare, un cost rezonabil, un consum scazut de energie si conditii nepoluante de munca.

Sudarea în stare solida, cu o tehnologie bine proiectata, altereaza în mica masura structura materialului în starea de livrare si numai pe o zona restrânsa, ceea ce constituie un avantaj deloc de neglijat.

Programul de cercetari efectuat, prezentat în aceasta lucrare, a demonstrat ca regimul 1 de sudare asigura satisfacerea conditiilor de calitate impuse.

BIBLIOGRAFIE

[1] Catalog de tehnologii si masini de sudare prin frecare - ISIM 1985
[2] **Fl. Dumitrache** si altii: Tehnologii de sudare prin frecare, Editura I.P.B. 1985
[3] Friction Welding of a Rapidly Solidifield Al-Fe-V-Si Alloy. In: Welding Journal, Anglia, mai, 1992

REVISTA REVISTELOR

Stahl und Eisen, *Germania, nr. 12, 1993*

- Raport asupra Congresului 1993 al siderurgiei germane, p.31
- Activitatea Uniunii siderurgistilor germani (VDEh) - 1993
(Lucrare prezentata la Congresul SIderurgistilor germani 12.11.'93 Düsseldorf), p.44
- Viitorul traficului- Sanse si riscuri pentru mobilitate si mediul înconjurator. Lucrare prezentata la Congresul Siderurgistilor germani 12.11.93 - Düsseldorf), p.56
- Dupa esuarea utopiilor - probleme ale societatii deschise. Lucrare prezentata la Congresul Siderurgistilor germani 12.11.'93 - Düsseldorf), p.67
- Institutul de cercetari industriale - 25 ani (Betriebsforschungsinstitut)- BFI

* Din activitatea BFI, p.75
* Dezvoltari în tehnicile curgerii, arderii si refolosirii deseurilor, cu orientare industriala, p.80
* Realizari în protectia mediului - experiente si perspective, p.87
* Controlul proceselor si instalatiilor, cu folosirea metodelor "inteligentei artificiale", p.88
* Formarea sistemelor moderne PPS (sisteme de planificarea si conducerea productiei) pentru industria siderurgica, p.91

TENDINTE PE PLAN MONDIAL ÎN INDUSTRIA PRODUCATOARE DE TEVI

Dr. ing. Nicolae Matei - S. C. "ROMTUB" S. A. - Bucuresti

C. Z.: 621. 774

Industria de tevi din otel este de o importanta strategica vitala în dezvoltarea economica a fiecarei tari.

Tevile din otel sunt un produs indispensabil în petrol, energie, petrochimie, chimie, constructii civile, constructii de masini, prospectiuni geologice etc.

Tabelul 1

UM: %

Tara producatoare	Anul					Media	Tendinta
	1987	1988	1989	1990	1991		
Italia	13,7	12,8	12,5	10,3	11,1	12,0	- 1,7
Germania	10,7	10,0	9,5	7,1	-	9,3	- 1,4
Piata Comuna	8,8	8,5	8,4	7,6	7,9	8,2	- 0,6
Japonia	9,8	10,4	9,3	9,5	9,9	9,8	0
Federatia Rusa	13,0	13,2	13,3	13,1	13,4	13,2	+ 0,2
Ucraina	12,2	12,5	12,4	12,2	-	12,3	+ 0,1
Cehoslovacia	10,3	10,3	10,3	10,6	9,73	10,3	0
România	9,5	10,4	9,0	9,8	8,0	9,46	0

Tabelul 2

UM: %

Tara producatoare	Anul					Media	Tendinta
	1987	1988	1989	1990	1991		
Italia	75/25	75/25	77,23	73/27	75/25	75/25	0
Germania	51/49	51/49	52/48	53/47	-	51/49	0
Piata Comuna	67/33	67/33	69/31	67/33	67/33	67/33	0
Japonia	69/31	67/33	75/25	73/27	72/28	71/29	+ 2/ -2
Federatia Rusa	69/31	68/32	68/32	66/34	66/34	67/33	- 2/ + 2
Ucraina	57/43	58.42	58/42	55/45	-	57/43	0
Cehoslovacia	39/61	43/57	41/59	45/55	55/45	43/57	+ 4 /-4
România	38/62	43/57	41/59	45/55	55/45	75/25	75/ -5

Ponderea tevilor cu si fara sudura în productia de otel brut - în ultimii cinci ani - în principalele tari producatoare dupa datele din Raportul Statistic O.N.U., este prezentat în tabelul 1.

Din datele relatate, rezulta ca ponderea tevilor cu si fara sudura în productia de otel în medie pe anii 1987 - 1991 este cuprinsa între 8,2% în Piata Comuna si 13,2% în Federatia Rusa. In România a fost de 9,46%. Tendinta generala este de mentinere a acestei ponderi cu exceptia Italiei si Germaniei la care se manifesta o scadere de 1,7% respectiv 1,4% în medie.

Raportul tevilor sudate / tevi fara sudura este prezentat în tabelul 2.

Din tabelul 2 se constata ca raportul tevi sudate / tevi fara sudura este cuprins în medie între 75/25 - în Italia - si 43/57 - în Cehoslovacia si România. Tendinta generala este de mentinere a raportului, cu exceptia Cehoslovaciei si României, la care ponderea tevilor sudate a crescut în totalul productiei de tevi.

Din datele prezentate, rezulta ca tevile fara sudura continua sa detina un loc important în economia fiecarei tari si prezinta o importanta deosebita pentru sectoarele de activitate din domeniile:

- *petrol si gaze*
- *energetica*

Tabelul 3

Tipul liniei de laminare	Dimensiunile tevii (mm)		Calitatea otelului
	Diametrul	Grosimea peretelui	
Linie Stössbank	20 - 148	2 - 15	carbon - aliat
Linie cu laminor continuu	20 - 173	2 - 15	carbon - aliat
Linie cu laminor Stiefel (cu dop)	121 - 420	3 - 40	carbon - aliat
Linie cu laminor Assel	102 - 140	8 - 30	carbon - aliat
- Linie cu laminor Pilger	60 - 7000	10 - 120	carbon - aliat
Linie cu laminor Pilger si banc de tragere	500 - 900	10 - 15	carbon - aliat
Linie cu laminor Stiefel cu expandor	300 - 600	10 - 30	carbon - aliat
Presa de extruziune	48 - 254	3 - 30	feritice, austenitice si aliate
Proces cu prese hidraulice Erhardt	350 - 1100	15 - 150	carbon - aliat

- *chimie si petrochimie*
- *constructii de masini*
- *prospectiuni geologice etc.*

Procedeele de fabricare a tevilor fara sudura, dimensiunile tevilor si calitatile de otel ce s-au fabricat pe aceste linii în anii 1960-1970 sunt prezentate în tabelul 3.

Pentru primele patru procedee, schimbari importante s-au produs în privinta materiei prime, trecându-se în tarile industrializate de la procedeele clasice de fabricare a taglelor pentru tevi (elaborarea otelului, turnarea în lingouri, laminarea lingourilor în blumuri si laminarea blumurilor în tagle) la obtinerea acestora prin turnare continua directa în tagle cu sectiune rotunda, cuprinsa între ϕ 140 si 350 mm.

Prin noul procedeu se obtin tagle cu caracteristicile impuse de procesele de laminare a tevilor, si anume:

- *abateri dimensionale:*
  - ϕ 40 - 150 mm - ±2,0 mm
  - ϕ 160 - 200 mm - ±2,5 mm
  - ϕ 220 - 250 mm - ±3,2 mm
  - ϕ 280 mm - ± 4,0 mm
  - ϕ 320-350 mm - ± 5,0 mm
- *calitatea suprafetei - neteda, curata, lipsita de defecte (ca fisuri sau crapaturi) care se transmit pe suprafata tevilor laminate;*
- *structura interna prezinta:*
  - *o crusta exterioara cu o structura fina, având grosimea de 6 mm;*
  - *o zona intermediara dendritica (bazaltica);*
  - *o zona centrala cu un diametru de cca 60 mm, cu graunti mari;*
- *lungimi de livrare normale cuprinse între 4 si 12 m si lungimi fixe în cadrul lungimilor normale;*
- *încadrarea în elementele reziduale admise de produs;*
- *calitatile de otel carbon si aliat prevazute în normele pentru tevi.*

Pe plan mondial, pentru obtinerea taglelor de calitate, în ultimul deceniu s-a introdus la peste 100 de uzine, metalurgia în oala (metalurgia secundara), atât în otelariile cu convertizoare, cât si în otelariile cu cuptoare electrice UHP.

Acest proces este recunoscut international pentru tratamentul otelului lichid în oala, cu o circulatie continua a metalului.

Caracteristicile particulare ale procesului sunt:

- *pierderi mici de temperatura;*
- *conditii favorabile de degazificare;*
- *proces continuu secvential de aliere, desulfurare, degazare, decarburare.*

Aceste caracteristici duc la:

- *cicluri rationale de productie;*
- *calitate uniforma a otelului;*
- *degazificarea cu hidrogen;*
- *dezoxidare în vid;*
- *decarburare la niveluri foarte scazute;*
- *ajutarea alierii;*
- *omogenizarea topiturii;*
- *precipitarea incluziunilor nemetalice;*
- *desulfurarea otelului prin introducerea cu lance de CaSi.*

Intrucât productia de tevi trebuie realizata la nivel calitativ competitiv cu nivelul mondial, se impune introducerea si în tara noastra a metalurgiei secundare.

In industria de tevi fara sudura, dupa anul 1970, si în special dupa criza de petrol din 1973, s-a produs o crestere a cererii tevilor de petrol de calitate, ceea

ce a dus la instalarea de laminoare cu capacitate mare prin modernizarea procedeelor cunoscute, si anume:

Linie de laminare CPE pentru tevi fara sudura

Aceasta linie a rezultat din modernizarea liniei de laminare Stössbank, ce consta în înlocuirea preselor hidraulice de calibrare si perforare, a laminorului elongator cu un laminor perforator cu cilindri bitronconici si introducerea înaintea bancului împingator a unei prese de strângere a capului (fig. 1).

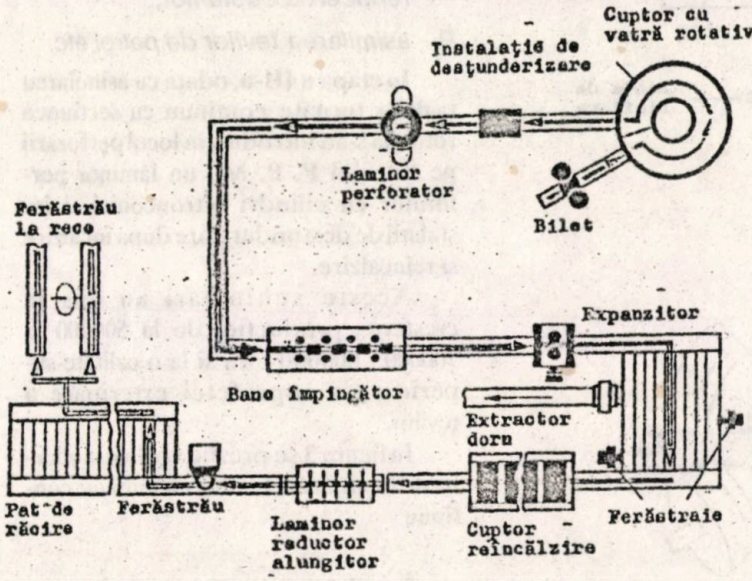
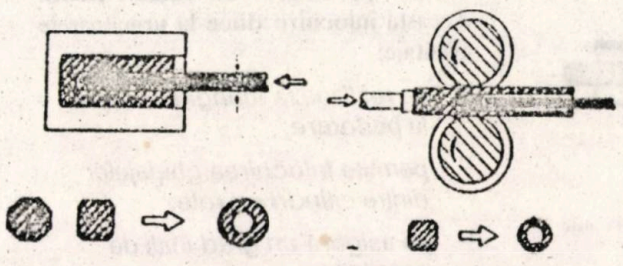


Fig. 1
Linie de laminare CPE
CPE rolling line



Presa de perforare

$$\frac{l_{PB}}{D_M \max} = 7$$

Laminor perforare prin presare

$$\frac{l_{PB}}{D_M \max} = 25$$

Fig. 2
Sisteme de perforare
Piercing systems

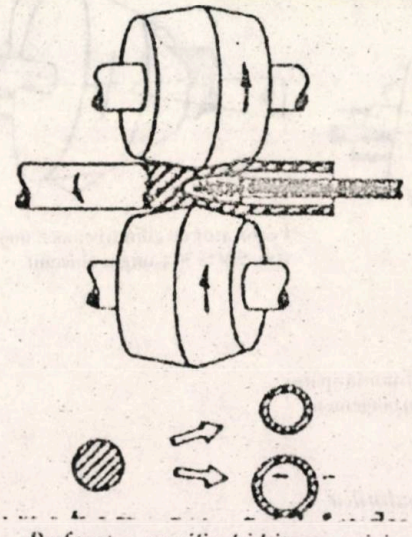
Aceasta modernizare duce la urmatoarele rezultate:

- *cresterea gamei dimensionale de la 21,3 - 148 x 2-15 la 21,3 - 178 x 2 - 20 mm;*
- *cresterea productiei de la 140000 la 220000 t/an;*
- *utilizarea de tagle rotunde obtinute prin turnare continua;*
- *îmbunatatirea centricitatii tevilor;*
- *asimilarea tevilor pentru petrol;*
- *reducerea costurilor etc.;*
- *o calitate mai buna a suprafetei interioare si pereti subtiri, ceea ce permite utilizarea lor cu bune rezultate la tragerea la rece a tevilor de precizie etc.*

Linii de laminare cu laminor continuu

La aceste linii, în prima faza, s-au înlocuit ghidajele dintre cilindrii laminorului perforator cu role (Discher) si s-au prevazut tije portdop, care se schimba pentru racire dupa fiecare perforare. Aceste îmbunatatiri au dus la urmatoarele avantaje:

- *largirea gamei de dimensiuni de la 21 - 114 x 3 - 8 mm la 21 - 173 x 3 - 15 mm;*
- *cresterea productiei de la 300000 la 500000 t/an;*
- *asimilarea tevilor de petrol;*



Perforator cu cilindri bitronconici

$$\frac{l_{PB}}{D_M \max} = 80$$

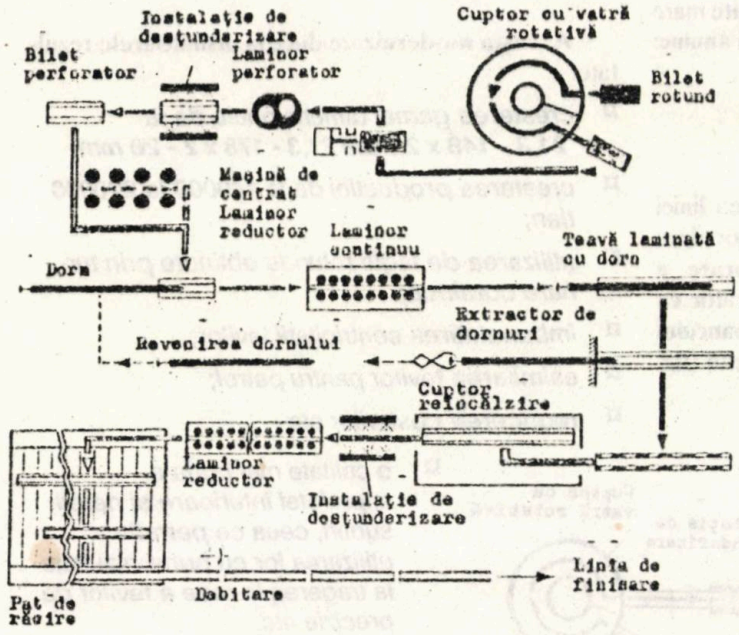
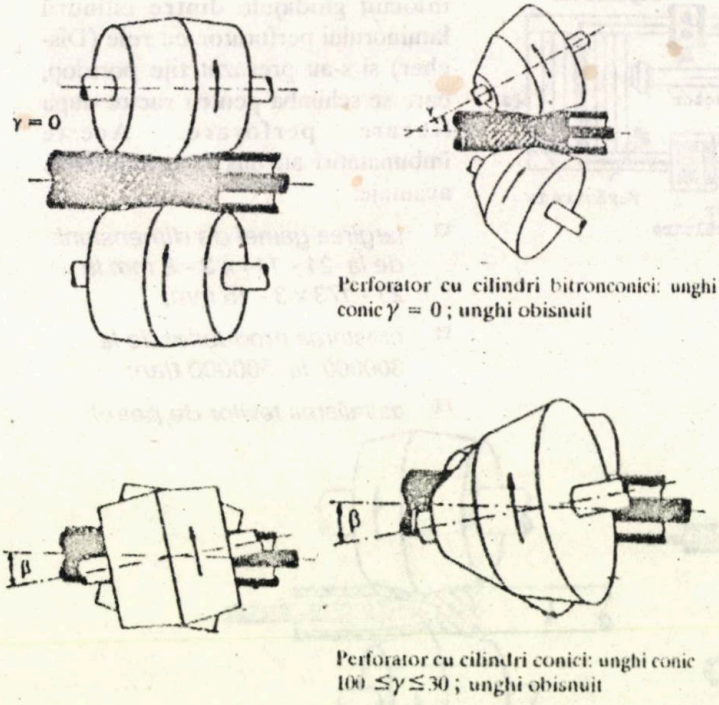


Fig. 3

Linie de laminare cu laminor continuu
Continuous roll mill line



Perforator cu cilindri bitronconici: unghi conic $\gamma = 0$; unghi obisnuit

Perforator cu cilindri conici: unghi conic $100 \leq \gamma \leq 30$; unghi obisnuit

Fig. 4

Forma si asezarea cilindrilor în spatiu
Roll shape and spatial arrangement

¤ *reducerea costurilor.*

În etapa a II-a s-a înlocuit laminorul perforator cu cilindri bitronconici cu un nou procedeu de perforare prin împingere hidraulica dintr-o caja duo, având între cilindri un dop de perforare sustinut de o tija (P. P. M.), ceea ce a permis utilizarea de tagle patrate turnate continuu, iar la laminorul continuu dornul liber a fost înlocuit cu dorn retinut (fig. 2).

S-au obtinut astfel urmatoarele avantaje:

¤ *utilizarea de tagle patrate turnate continuu;*

¤ *cresterea gamei de dimensiuni de la 20 - 173 x 2 - 15 mm la 20 - 273 x 2 - 15 mm;*

¤ *reducerea costurilor;*

¤ *asimilarea tevilor de petrol etc.*

In etapa a III-a, odata cu asimilarea taglelor turnate continuu cu sectiunea rotunda s-au introdus, în locul perforarii pe sistemul P. P. M., un laminor perforator cu cilindri bitronconici si instalatii de destunderizare dupa încalzire si reîncalzire.

Aceste schimbari au dus la cresterea productiei de la 500000 la 700000 - 800000 t/an si la o calitate superioara a suprafetei exterioare a tevilor.

In figura 3 se prezinta o linie moderna de laminare a tevilor cu laminor continuu.

Laminoare perforatoare

Modernizarea acestor laminoare consta în înlocuirea laminorului perforator cu cilindri bitronconici, cu un laminor perforator cu cilindri conici. Aceasta înlocuire duce la urmatoarele avantaje:

¤ *se realizeaza alungiri mai mari la perforare;*

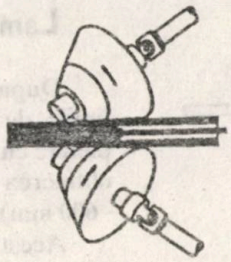
¤ *permite înlocuirea ghidajelor dintre cilindri cu role;*

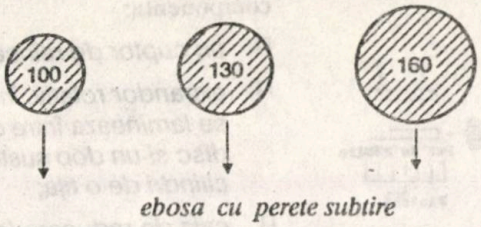
¤ *se asigura un grad înalt de centricitate;*

¤ *se reduc pierderile de metal;*

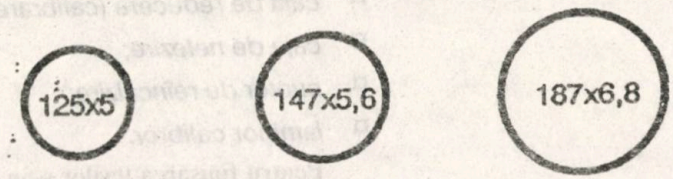
¤ *gama redusa de dimensiuni ale taglelor pentru programul de fabricare a tevilor;*

¤ *permite perforarea otelurilor feritice, austenitice si martensitice etc.*



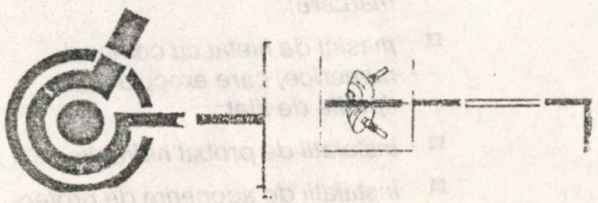


ebosa cu perete subtire

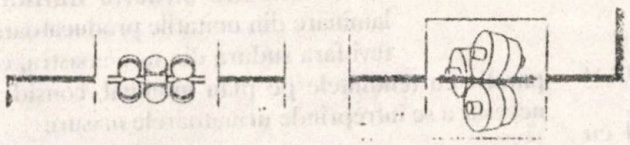


D/s = 25 : 1 26,3 : 1 27,5 : 1
λ = 4,17 5,34 5,22

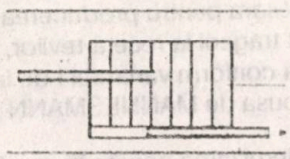
Fig. 5
Dimensiunile semifabricatelor si eboselor
Slab and blank sizes



Cuptor cu vatra rotativa *Laminor perforator*



Laminor reductor alungitor *Laminor Assel*



Pat de racire

Finisaj

Fig. 6
Linie de laminare cu laminor Assel
Assel roll mill line

În fig. 4 se prezinta schematic forma si asezarea cilindrilor în spatiu la perforarea cu cilindri bitrotronici si cilindri conici, iar în fig. 5, dimensiunile semifabricatelor si ale eboselor rezultate la perforarea cu cilindri conici.

Linii de laminare cu laminor Assel (fig. 6)

La aceste linii s-a înlocuit laminorul perforator cu cilindri bitronconici cu un laminor perforator cu cilindri conici, care prezinta avantajele mentionate anterior, iar la caja de laminare Assel s-a introdus o noua calibrare a cilindrilor, micsorându-se astfel unghiul de alimentare, care a permis trecerea de la raportul D/T de 12:1 la raportul D/T de 16:1.

In etapa urmatoare s-a introdus suplimentar procesul de ajustare cu role rapide NEL Sistem, care elimina largirea capului ebosei de la sfârsitul laminarii si permite laminarea tevilor cu pereti subtiri cu raportul D/T 40:1.

O alta îmbunatatire importanta la caja Assel este trecerea de la dornurile libere la dorn retinut, ceea ce permite laminarea tevilor la lungimi mai mari si grosimi mici de perete.

Prin aplicarea îmbunatatirilor prezentate se obtin urmatoarele avantaje:

- *se extinde gama de dimensiuni ce se pot fabrica, de la 60 - 140 x 8 - 50 la 51 - 244,5 x 2,5 - 65 mm;*
- *se reduc pierderile de metal prin capete neregulate;*
- *se elimina operatia de încalzire înainte de calibrare sau reducere;*
- *cresterea productivitatii etc.*

La linia de laminare Assel de la S. C. ARTROM S. A. - Slatina, este în curs de finalizare instalarea unei caje Assel modernizate în paralel cu caja clasica existenta si a unui cuptor de încalzire cu inductie înaintea laminorului reductor.

Caja de laminare care se instaleaza este prevazuta cu dispozitivul de ajustare cu role rapide, care elimina largirea capatului la sfârsitul laminarii, cu unghiul de alimentare al cilindrilor

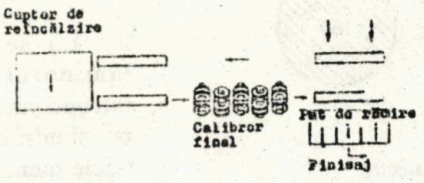


Fig. 7
Laminor expandor
Expander roll mill

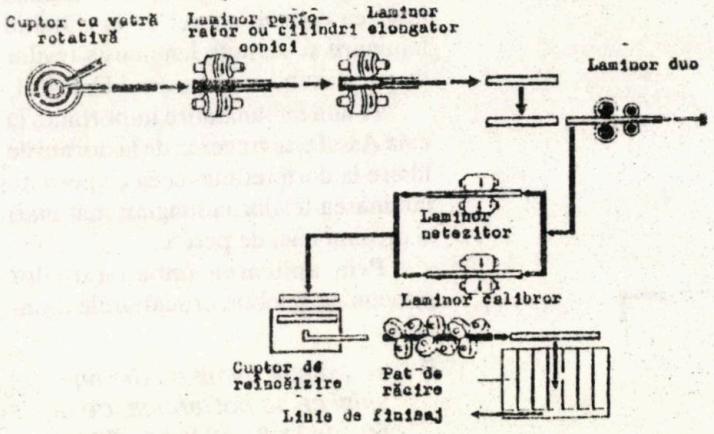


Fig. 8
Linie de laminare cu laminor duo
Duo roll mill line

de laminare micsorat si cu mecanism de retinere si schimbare a dornului de laminare.

Cuptorul cu inductie înlocuieste cuptorul cu vatra pasitoare care prezinta dificultati în exploatare.

Prin aceasta modernizare se pot obtine urmatoarele avantaje:

- *reducerea lungimii capetelor neregulate, respectiv consumul de metal;*
- *realizarea de tevi cu pereti subtiri, raport D/T 40:1;*
- *realizarea de tevi cu lungimi mari.*

Laminor expandor (fig. 7)

Dupa cum s-a mentionat anterior, liniile de laminare Stiefel sunt completate cu un laminor expandor, pentru obtinerea tevilor cu diametre mari (300 - 600 mm).

Acest laminor se amplaseaza în flux cu linia de laminare Stiefel si are în componenta:

- *un cuptor de reîncalzire;*
- *expandor rotativ, în care ebosa se lamineaza între doi cilindri disc si un dop sustinut între cilindri de o tija;*
- *caja de reducere (calibrare);*
- *caja de netezire;*
- *cuptor de reîncalzire;*
- *laminor calibror.*

Pentru finisarea tevilor s-au introdus linii de asigurare a calitatii, formate din:

- *masini de îndreptat;*
- *masini de retezat;*
- *instalatii de control nedistructiv;*
- *instalatii de cântarire, metrare, marcare;*
- *masini de filetat cu comenzi numerice, care executa toate tipurile de filet;*
- *instalatii de probat hidraulic;*
- *instalatii de acoperire de protectie interioara si exterioara.*

Prin introducerea acestor linii se asigura o înalta productivitate si calitate a produselor tubulare.

Analizând situatia liniilor de laminare din unitatile producatoare de tevi fara sudura din tara noastra, comparativ cu tendintele pe plan mondial, consideram necesar a se întreprinde urmatoarele masuri:

» Linia de laminare Stössbank de la S. C. REPUBLICA S. A. Bucuresti, considerata în programul strategic al sectorului de tevi ca necesara pentru producerea ebosului destinat tragerii la rece a tevilor, poate fi modernizata conform variantei I de la C. P. E., propusa de MANNESMANN-DEMAG.

» Modernizarea consta în amplasarea în linie a unor utilaje noi, si anume:

- *laminor perforator;*
- *masina de bordurat;*

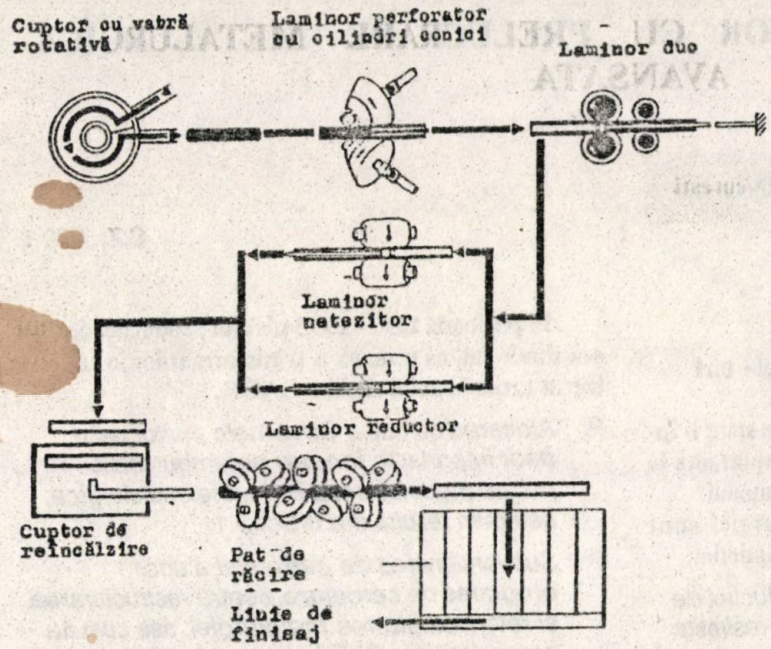


Fig. 9
Linie cu laminor perforator cu cilindri conici si laminor duo
Piercing roll mill with cones and duo roll mill

- *masina de bordurat;*
- *Stössbank;*
- *expanzitor;*
- *extindere laminor reductor.*

Costul modernizarii, engineeringului si asistentei tehnice este de cca 30 mil. DM.

Dupa modernizare se vor putea realiza tevi de ϕ21 - 140 x 3 - 125 mm, lungime 8,9 - 57,2 m si greutate 78,2 - 392 kg/buc.

Aceasta varianta poate fi simplificata prin adaptarea bancului împingator la laminorul de 6" Nr. 2, la care sa se pastreze laminorul perforator.

» Linia de laminare Stiefel de 16" de la S. C. PETROTUB S. A. Roman, considerata ca importanta în Europa (fig. 8), poate fi modernizata în mai multe variante:

Varianta I - Pastrarea întregii linii si realizarea unor îmbunatatiri pe agregate, si anume:

- *îmbunatatiri constructive la cuptoarele de încalzire, pereti despartitori, automatizarea închiderii si deschiderii usilor; conducerea cu calculatorul de proces;*
- *mecanizarea schimbarii dopurilor la laminorul duo;*
- *instalarea la laminorul duo a unui sistem de control al grosimii peretelui pe lungimea tevii;*
- *punerea în functiune a cuptorului din fata laminorului calibror.*

Varianta a II - a - Imbunatatiri la toate utilajele din linie si înlocuirea laminorului perforator si elongator cu un laminor perforator cu cilindri conici (fig. 9).

Varianta a III - a - Inlocuirea întregii linii si instalarea unei linii cu laminor continuu.

Variantele I si II sunt de preferat, fiind mai putin costisitoare.

Varianta a III-a implica investitii mari, costuri ridicate cu întretinerea, productie de cca 1 mil. t/an pentru rentabilizarea productiei pentru care nu sunt cereri.

- La linia de laminare cu laminor continuu de la S. C. SILCOTUB S. A., în etapa actuala s-a modernizat cuptorul de reîncalzire din fata laminorului reductor alungitor, introducându-se convertizori statici de medie frecventa si conducerea automata a procesului de încalzire.

De asemenea, s-au luat masuri de extindere a laminorului reductor cu patru caje pentru realizarea de tevi cu diametre mici, pâna la 21 mm.

In etapa urmatoare urmeaza sa se înlocuiasca ferastraiele de la patul de racire cu ferastrae cu pânza din carburi dure si sa se introduca în ajustaj linii de asigurare a calitatii.

STRATEGIA PRODUSELOR CU PRELUCRARE METALURGICA AVANSATA

Ing. Gheorghe Chitu - S.C. ICEM S.A. Bucuresti

C.Z. : 669.1

Restructurarea metalurgiei în unele tari

Metalurgia este considerata în multe state o industrie de baza, care are o contributie importanta la dezvoltarea celorlalte ramuri ale unei economii.

Importanta si necesitatea metalurgiei sunt ilustrate prin multe argumente, din care amintim:

- *Cresterea aproape continua a productiei de otel, chiar si dupa criza energetica resimtita mai pregnant la nivel mondial dupa anul 1973.*

In ultimii 25 de ani productia mondiala de otel a evoluat astfel: 1970 = 595 mil. t; 1980 = 716 mil. t; 1989 = 786 mil. t.

Tabelul 1

Fonduri alocate de guvernele unor tari pentru restructurarea metalurgiei dupa anul 1973
Allocated funds by the governements of some countries for metallurgy reorganization after 1973

Tara	Perioada	Suma alocata (nerambursabila), mld. $
Anglia	1975 - 1986	14
Argentina	1982 - 1992	aproximativ 10
Belgia	1976 - 1982	20
Brazilia	1982 - 1992	cca 10
Franta	1976 - 1982	20
Germania	1980 - 1986	18
Italia	1976 - 1982	20
Japonia	1986 - 1992	34
Mexic	1982 - 1992	aprox. 10
S. U. A.	1982 - 1986	12
Venezuela	1982 - 1992	cca 10
Alte tari ale C. E. E.	1986 - 1990	20
	1991 - 1992	10

In perioada 1990 - 1993 nivelul productiei de otel s-a diminuat, ca urmare a transformarilor în care au intrat tarile fostului sistem CAER.

- *Alocarea de catre Guvernele multor tari a unor importante fonduri nerambursabile pentru modernizarea industriei metalurgice, asa cum rezulta din tabelul 1.*
- *Subventionarea de catre stat a unor programe de cercetare pentru restructurarea si retehnologizarea metalurgiei, asa cum au procedat tarile CEE în perioada 1977 - 1986, când au alocat 9 miliarde $.*
- *Având în vedere faptul ca industria metalurgica este o conditie "sine qua non" pentru dezvoltarea unei economii, guvernele unor tari au sprijinit aceasta ramura de baza si prin acordarea altor facilitati sau ajutoare cum sunt:*
  - *diminuarea ratelor de impozitare;*
  - *suportarea unor diferente de preturi la materii prime, resurse energetice si cheltuieli de transport;*
  - *garantii pentru creditele solicitate si obtinute de companii, holdinguri, societati comerciale din metalurgie;*
  - *asistenta financiara pentru programele de restructurare.*
- *Neinventarea pâna în prezent a unui material care sa poata înlocui otelul, în proportie de masa, la realizarea unor masini, utilaje, instalatii, constructii s.a.*
- *Dezvoltarea în continuare a metalurgiei pâna la o productie mondiala de otel de aprox. 800 milioane t în anul 2000 si 900 mil. t în anul 2005, dupa cum au prognozat Banca Mondiala si Institutul International pentru Fonta si Otel.*
- *Majorarea schimburilor mondiale cu produse metalurgice, reflectata si în cresterea exportului, cu toata recesiunea existenta în unele tari, asa cum rezulta din datele prezentate în tabelul 2.*

Tabelul 2

Exportul mondial de produse finite din otel
Steel finished products world export

Tara	1990	1991	1992
Total mondial din care:	**168,3**	**174,7**	**177,6**
Anglia	7,1	8	8,3
Africa de Sud	3	3,6	4
Brazilia	9	10,9	11,8
Canada	3,8	4,6	5,5
Cehoslovacia	3,7	4,7	5,3
China	2,1	3,3	3,7
Coreea de Sud	7,2	7,7	10,4
Franta	11,4	12	11,7
Germania	19,1	19,6	18,9
Italia	8	9	9,6
Japonia	16,6	17,9	18,6
Olanda	5,7	6,2	6
Polonia	3,3	3,7	3,3
	*)		*)
România	1,9	1,2	1,7
Turcia	4,3	4,6	5
S. U. A.	3,9	5,8	3,9
Suedia	2,7	3,1	3,3

*) În 1989 = 3,2 mil. t; 1993 = 2,2 mil. t

În prezent, în unele state industrializate a început o noua etapa de restructurare a siderurgiei, prin care se urmareste realizarea unor obiective importante cum sunt:

- *efectuarea de cercetari pentru îmbunatatirea performantelor calitative ale produselor;*
- *realizarea prin turnarea continua a unor semifabricate cu dimensiuni apropiate produselor finite;*
- *orientarea productiei spre sortimente cu valoare mare;*
- *majorarea gradului de utilizare a capacitatilor de productie;*
- *cresterea productivitatii muncii;*
- *sporirea profitului;*
- *depoluarea microclimatului industrial si a mediului înconjurator.*

Perspectivele fabricarii de produse cu prelucrare metalurgica avansata

România este una din tarile care a realizat progrese importante în dezvoltarea economiei în ultimele decenii. La aceste succese a contribuit si industria metalurgica prin modul în care a asigurat necesarul de otel prelucrat în diverse produse, în vederea consolidarii celorlalte ramuri si sectoare de activitate.

Metalurgia româneasca are capacitati de productie si poate realiza o gama extinsa de sortimente cu valoare ridicata, atât pentru piata interna cât si pentru export.

Dupa anul 1990 gradul de utilizare a instalatiilor de prelucrare avansata a produselor metalurgice s-a diminuat foarte mult (de la 69,1% în anul 1989, la 25,4% în anul 1993), ca urmare a neacordarii de prioritate de catre forurile competente functionarii acestei industrii.

Daca în prezent nu ar exista blocaj financiar, cauzat de un manageriat insuficient adecvat etapei actuale, metalurgia ar putea realiza produse pentru export, care au desfacere asigurata, si România ar fi avut o situatie mai buna la balanta de plati externe.

Din produsele finite realizate de industria metalurgica mai mult de 50% sunt consumate în tara, iar diferenta se exporta. Cu toate acestea metalurgia a reusit sa compenseze integral cheltuielile efectuate cu tot importul de materii prime si resurse energetice si sa realizeze si un aport valutar de 127 milioane $ în anul 1994, de 16 mil. $ în anul 1993 etc.

Pâna în anul 1989 metalurgia românească a exportat produsele sale pe devize convertibile în proportie de aproximativ 65%, deci erau competitive în tarile cu economie de piata.

Neasigurarea de catre stat a conditiilor pentru buna functionare a siderurgiei a fost o masura neeconomica, prin care s-au produs greutati si celorlalti ramuri.

Institutul de Cercetari Metalurgice (ICEM) s-a preocupat continuu pentru a arata care este rolul si importanta acestei

Tabelul 3

Numarul de tari care importa si exporta produse cu valoare ridicata
Numbers of countries which are importing and exporting products with high value

Denumirea produsului	Nr. tari care	
	Importa	Exporta
Tabla si banda laminata la rece:		
- Otel carbon	61	27
- Otel aliat	43	14
- Otel inox	51	21
- Dinam	30	15
- Transformator	28	14
- Tabla zincata	58	21
Tabla cositorita	42	25
Tabla plumbuita	21	13
Alte table acoperite	63	19
Tevi trase la rece	30	26
Tevi zincate	22	22
Profile formate la rece	30	26
Bare trase	46	26
Cablu de tractiune	84	55
Electrozi de sudura	53	14
Piase sudate	72	53
Împletitura de sârma	52	17
Sârma ghimpata	55	49
Sârma zincata	35	19
Sârma trasa la rece	67	34
Cuie	74	66
Lanturi	81	46
Bare si blocuri forjate	56	22

industrii si influenta pe care o are asupra indicatorilor macroeconomici.

In vederea bunei functionari a siderurgiei, ICEM a efectuat multiple cercetari prospective elaborând studii de analiza a structurii productiei, de orientare în perspectiva a fabricatiei, de restructurare - modernizare - retehnologizare, pentru ridicarea gradului de valorificare a materiilor prime si crestere a ponderii sortimentelor cu prelucrare avansata.

Pentru fundamentarea propunerilor formulate de ICEM au fost realizate unele lucrari si analize cum sunt:

- *Studii de marketing în vederea determinarii posibilitatilor de livrare a unor produse cu valoare mare pe piata interna.*
- *Prognoza exportului pe diverse zone geografice.*
- *Analiza tendintelor mondiale în directia fabricarii acestor produse.*
- *Posibilitatile de crestere a gradului de utilizare a capacitatilor de productie.*
- *Evolutia în perspectiva a structurii economiei României.*
- *Progresul tehnic ce se va realiza în industria metalurgica si la consumatorii care utilizeaza produsele cu prelucrare avansata.*
- *Nivelul calitativ al produselor românesti, comparativ cu ceea ce realizeaza alte tari si prevederile normelor europene (EN) si internationale (ISO).*
- *Consumuri specifice realizate la fabricarea produselor metalurgice.*
- *Evaluarea fondurilor necesare modernizarii si retehnologizarii sectoarelor care realizeaza sortimente cu prelucrare metalurgica avansata.*

Principalele prevederi ale strategiei produselor cu prelucrare metalurgica avansata

In vederea elaborarii unei strategii a produselor cu prelucrare avansata, **au fost cercetate 26 de sortimente realizate de 24 uzine** (S. C.) din siderurgia româneasca si din alte state.

Sortimentele analizate au fost grupate astfel:

- **Produse plate cu prelucare metalurgica avansata în care sunt incluse 11 grupe:** *tabla si banda laminata la rece, benzi din otel aliat, tabla de otel inoxidabil, tabla dinam, tabla transformator, tabla zincata, tabla cositorita, tabla plumbuita, table cu alte acoperiri, panouri cutate, tabla ondulata.*
- **Produse lungi si tevi cu prelucrare avansata (16 grupe):** *profile formate la rece, tevi trase la rece, tevi zincate, bare trase (otel calibrat), cablu de otel (tractiune), cord*

metalic, electrozi de sudura, împletitura din sârma, plase sudate, sârma ghimpata, sârma zincata, sârma trasa la rece, cuie, lanturi, bare si blocuri forjate.

Din cercetarea prospectiva elaborata a rezultat ca în metalurgia românească este posibila o îmbunatatire a activitatii în uzinele care realizeaza produse cu valoare ridicata, deoarece exista piete de desfacere la intern si export, capacitati de productie, experienta etc.

In acest context se precizeaza ca **tarile industrializate, în actiunea de restructurare a siderurgiei, s-au specializat pe fabricarea unor sortotipodimensiuni de produse cu prelucrare avansata,** pe care le realizeaza cu productivitate si eficienta mare, consumuri specifice reduse si de o calitate ireprosàbila, ceea ce asigura acestora competitivitate mondiala.

Acest concept se recomanda a fi adoptat si de siderurgia românească.

Principalele aspecte care se desprind din lucrarile elaborate vor fi prezentate succint în continuare.

Studiile de marketing pentru unele S. C. si ramuri au evidentiat ca **în anul 2005 consumul de produse cu prelucrare avansata se va diminua cu 10% comparativ cu cel realizat în anul 1989,** din care la grupa de plate cu 5%, iar la cele lungi si tevi cu 14%.

Ca urmare a modificarii structurii economiei si reducerii ponderii mijloacelor fixe în productia industriala, precum si majorarii productiei bunurilor de larg consum, din prognoza elaborata a rezultat o schimbare a raporturilor plate/lungi. Daca în anul 1989 participatia platelor laminate la rece în consumul total de produse cu prelucrare avansata a reprezentat 49,3%, în anul 2005 acesta este ceva mai mare, si anume 50,1%.

Ponderea acestor sortimente în consumul total de produse siderurgice finite creste de la 29,4% în anul 1989, la aproape 35% în anul 2005, din care la plate cu prelucrare avansata de la 14,5% la 18,1%, iar la lungi de la 14,9% la aproximativ 17%.

Din cercetarea pietei internationale a rezultat ca la produsele cu prelucrare avansata se practica un comert intensiv, fiind identificate foarte multe tari care importa astfel de sortimente metalurgice si unde se pot vinde si produsele siderurgiei noastre.

Au fost evidentiate si tarile care exporta produse cu prelucrare avansata, pentru a informa producatorii din România care sunt concurentii la nivel mondial.

In tabelul 3 s-a înscris numarul de tari care importa si care exporta produse cu prelucrare avansata (importa 21-84 tari, iar 13-66 state exporta astfel de sortimente).

Penetrarea României cu metal pe cât mai multe piete se poate realiza daca se va actiona în urmatoarele directii:

- *Precizarea sortimentelor care se pot fabrica eficient si corespunzator calitativ (dupa EN, ISO, API) cu dotarile existente.*
- *Imbunatatirea structurii productiei destinate exportului.*
- *Lansarea unei campanii sustinute de reclama prin mijloace de mediatizare în tarile respective etc.*

Previziunile la export au avut în vedere concluziile desprinse din cercetarea pietei internationale, programele ICEM si ale unor înalti specialisti în probleme de comert exterior.

Astfel, exportul României de produse cu prelucrare avansata va creste în perspectiva (anul 2005) la cca 700 mii t, comparativ cu 400 mii t în anul 1989.

În exportul total de produse siderurgice, sortimentele cu prelucrare avansata vor avea o pondere de 22,7%, fata de 12,1% în anul 1989.

Se mentioneaza ca la nivelul mondial produsele cu prelucrare avansata detin o **pondere mai mare de 40% din exportul total.**

Productia de sortimente cu valoare ridicata creste în metalurgia românească de la 2,3 mil. t în anul 1989, la cca 2,5 mil. t în anul 2005 (+6,3%), din care platele cu aproape 10% iar cele lungi cu 3%.

Ponderea produselor cu prelucrare avansata raportata la productia de laminate finite pline a fost de 22,8% în anul 1989 si s-a prognozat ca va **ajunge la cca 29%** în anul 2005, cifra mult inferioara realizarilor **la nivelul mondial** (de **peste 40%**).

Din studiile efectuate si prognoza elaborata în privinta cresterii eficientei economice, a rezultat ca **în anul 2005 gradul de utilizare a capacitatilor** de productie **va fi de cca 90%,** comparativ cu 70% în anul 1989.

Cercetarile din alte tari au evidentiat ca **o diminuare a coeficientului de utilizare** de 90 la 80% **au ca urmare o majorare a cheltuielilor** de fabricatie cu 2,2 - 3,4%.

Pentru astfel de considerente se recomanda restructurarea capacitatilor de productie pentru produse cu valoare mare la aproximativ 2,8 mil. t în anul 2005, fata de 3,4 mil. t în anul 1989 (-17%). În anul 1993 capacitatile au reprezentat 3,2 mil. t.

Modernizarea si retehnologizarea fluxurilor de productie pentru produsele cu prelucrare avansata **necesita** fonduri de investitii de **aproximativ 600 mil.$.**

La elaborarea prognozei consumului, exportului si productiei de produse cu prelucrare avansata, s-au avut în vedere si **tendintele mondiale** (utilaje, tehnologii) **în directia fabricarii si calitatii acestor sortimente,** care se recomanda a fi aplicate si în siderurgia din România:

- *Cresterea ponderii sortimentelor realizate din otel aliat si înalt aliat.*

- *Specializarea uzinelor pe realizarea unor produse cu valoare ridicata pentru cresterea competitivitatii si a profitului.*
- *Tratarea otelului lichid în vacuum.*
- *Extinderea turnarii continue a semifabricatelor pentru produse cu grad avansat de prelucrare.*
- *Îmbunatatirea conditiilor de încalzire a semifabricatelor.*
- *Modernizarea utilajelor de laminare si trefilare a tablelor, barelor, tevilor si sârmelor prelucrate la rece.*
- *Organizarea unor fluxuri cu tehnologie integrata si continua de fabricatie.*
- *Reechiparea si retehnologizarea sectoarelor de decapare, ajustaj, ambalare-expeditie.*
- *Utilizarea unor lubrifianti superiori pentru laminare si tragere la rece.*
- *Dotarea instalatiilor cu AMC pentru controlul parametrilor si respectarea procedurilor de lucru stabilite.*
- *Modelarea tehnologiei pe întregul flux de fabricatie si conducerea procesului cu ajutorul calculatorului.*
- *Introducerea unor procedee tehnologice noi cum sunt:*
  - *electrozincarea, acoperirea ionica, realizarea de produse plate acoperite cu alte elemente decât Zn, Pb, Sn;*
  - *realizarea de profile formate la rece cu acoperire metalica sau mase plastice;*
  - *acoperirea sârmelor cu lacuri, mase plastice, rasini sintetice.*
- *Fabricarea produselor cu prelucrare avansata dupa standardele: EN, ISO, API s.a.*
- *Desfasurarea activitatii în "sistem de asigurare a calitatii (A. Q.)".*
- *Robotizarea unor operatii (control, pachetizare, stivuire, ambalare).*
- *Practicarea unui management modern.*
- *Cresterea flexibilitatii si operativitatii în onorarea cererilor beneficiarilor.*

Detalii cu privire la strategia produselor cu prelucrare avansata pot fi oferite de ICEM la solicitarea celor interesati.

Concluzii

Metalurgia este o industrie care trebuie relansata si în România, asa cum se procedeaza la nivel mondial, deoarece produsele sale au desfacere asigurata, aport valutar, iar încasarile din export sunt operative.

Cresterea gradului de valorificare a materiilor prime si resurselor energetice, precum si a profitului, se poate realiza prin majorarea ponderii produselor cu prelucrare avansata, asa cum se procedeaza si în alte tari.

Modernizarea industriei metalurgice este posibil de realizat numai cu ajutorul concret al statului, care este principalul proprietar al uzinelor. Experienta tarilor industrializate si a celor în curs de dezvoltare demonstreaza ca restructurarea metalurgiei este necesara si trebuie sprijinita de guvern, fiindca numai asa se poate redresa economia României.

REVISTA REVISTELOR

Stahl und Eisen, *Germania, nr. 12, 1993*

(continuare)

- Îmbunatatirea caracteristicilor otelului prin metalurgia moderna. (Lucrare prezentata la al 8-lea Colocviu al otelului - 17.06.'93 Aachen), p.95

- Dezvoltarea metalurgiei în vacuum dupa procedeul RH, pentru oteluri cu continuturi scazute de carbon, la Thyssen Stahl. Lucrare prezentata la Simpozionul international pentru oteluri cu carbon scazut, 17 - 21.10.1993 Pittsburgh - S.U.A.), p. 103

- Reducerea la minimum a duratei de stationare în fumal, a sondelor transversale de masurare la fumale, p. 109

- Masuri pentru micsorarea uzurii tevilor la cazanele recuperatoare de la convertizoare, p. 119

- Deseurile de otel, privite din punctul de vedere al industriei siderurgice, p. 127

- Informatii economice, p. 129

- Informatii din siderurgia mondiala, p. 14

A THEORETICAL MODEL OF THE FORMING LIMIT DIAGRAM IN PULSATORY STRAINING

C. Z. :539.374

Dr. Dorel Banabic

Technical University of Cluj-Napoca, 15 C.Daicoviciu str., 3400 Cluj-Napoca, Romania

1. INTRODUCTION

The metal formability depends on the: properties of material (mechanical, metallurgical, chemical), forming conditions (stresses, strain-rate, temperature, the shape of the piece, lubrication, etc.) and on the limit criteria of forming (fracture, necking, wrinkling, sprinback, roughness) as well. Consequently the formability index number should comprise all these factors as much as it is possible [1,2].

More procedures have been evolved as time went on for evaluating the sheet metal formability. Some of them are based upon simulative tests, others on mechanical tests. A more realistic and general method has been lately introduced and this is that one of Forming Limit Diagram (FLD) which was devised in the beginning of sixties by Keeler [3] and Goodwin [4]. This method meets both manufacturer and user requirements and is widely used in factory and research labs. One of its major advantages is that it permits FLD simulations on the basis of some mathematical models describing plastic instability. It finally leads to the development of some Expert System of Computed Aided Designed (CAD) for metal sheet technologies and forming dies. After introducing the FLD concept on other one of the most fruit-bearing directives was that of experimental and theoretical determination of the main influences upon FLD's. A more detailed review of these influences is accomplished in [1,2].

2. THEORETICAL ANALYSIS

The following model presented is based on that of Hutchinson-Neale (H-N) [5] and extended by Jalinier [6], Barata da Rocha [7] etc., in which adequate adaptations to a pulsatory strain-rate were done. These adjustments are based on the assumptions introduced by the author,

2.1. Geometry of the model

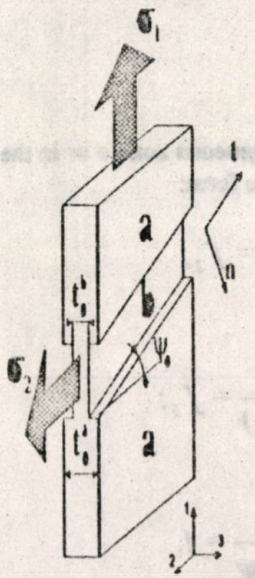


Figure 1 Geometry of the model

The geometric model of H-N theory is given in figure 1. The inclination of non-uniformity changes with the main strains by a law having the form:

$$tg(\psi+d\psi)=\frac{1+d\varepsilon_1^a}{1+d\varepsilon_2^a}tg\psi \qquad (1)$$

The non-uniformity coefficient modifies by a law having the form:

$$f_1 = f_0\,(d\,\varepsilon_3^b - d\,\varepsilon_3^a) \qquad (2)$$

where f_1 and f_0 are the current non-uniformity coefficients respectively initial.

2.2 Basic equations of the model

a) *Constitutive equations*

In this case it was assumed that the sheet presents a planar anisotropy too. So, the constitutive equations are [8]:

- Hill's yield criterion:

$$\sigma_i^2 = (G+H)\,\sigma_{11}^2 + (F+H)\,\sigma_{22}^2 - 2H\,\sigma_{11}\sigma_{22} + 2P\,\sigma_{12}^2 \qquad (3)$$

-Levy-Mises's equations:

$$d\varepsilon_{11} = d\lambda'[(G+H)\sigma_{11} - H\sigma_{22}];$$
$$d\varepsilon_{22} = d\lambda'[-H\sigma_{11} + (F+H)\sigma_{22}]; \quad (4)$$
$$d\varepsilon_{33} = d\lambda'(-G\sigma_{11} - F\sigma_{22});$$
$$d\varepsilon_{12} = d\lambda' P\sigma_{12};\ d\varepsilon_{23} = 0;\ d\varepsilon_{31} = 0;\ d\varepsilon = d\lambda'\sigma_e \cdot 1$$

Here the F, G, H and P parameters are constants defining the material anisotropy. They are expressed depending on the planar anisotropy coefficients by the relations [8]:

$$G = 1 - H;\quad F = \frac{r_0}{r_{90}(1+r_0)};\quad H = \frac{r_0}{1+r_0};\ P = \frac{1}{2}\frac{(2r_{45}+1)(r_0+r_{90})}{r_{90}(1+r_0)}$$

b) *Constitutive law*

A rigid-viscous-plastic type of the material law was adopted:

$$\sigma_e = k(\varepsilon + \varepsilon_0)^n(1+\dot{\varepsilon})^m, \quad (5)$$

where, ε_0 is the initial strain, k material constant, n hardening coefficient and m strain-rate sensitivity coefficient.

c) *Compatibility equation*

By supposing that the strain is the same in both zones along the defect (by direction t), results the relation:

$$d\varepsilon_{tt}^a = d\varepsilon_{tt}^b. \quad (6)$$

d) *Equilibrium equations*

In the system of axes n, t, z (see Fig.1) linked to the inclination direction of the zone b, the components of the tensor of stress are: σ_{nn}, σ_{tt}, σ_{nt}. The equilibrium conditions when passing between the two zones are thus written in the system:

$$\sigma_{nt}^a t_a = \sigma_{nt}^b t_b\ ;\quad \frac{\sigma_{nt}^a}{\sigma_{nt}^b} = f_1;$$
$$\sigma_{nn}^a t_a = \sigma_{nn}^b t_b\ ;\quad \frac{\sigma_{nn}^a}{\sigma_{nn}^b} = f_1; \quad (7)$$

where the coefficients a and b to be refereed that it is as variables in the homogeneous zone a or in the defect b.

In the main axes system the equations (6) and (7) are written under the form:

$$\frac{\sigma_1^a\cos^2\psi + \sigma_2^a\sin^2\psi}{\sigma_{11}^b\cos^2\psi + \sigma_{22}^b\sin^2\psi + 2\sigma_{12}^b\cos\psi\sin\psi} = f_1;$$

$$\frac{(\sigma_2^a - \sigma_1^a)\cos\psi\sin\psi}{(\sigma_{22}^b - \sigma_{11}^b)\cos\psi\sin\psi + \sigma_{12}^b(\cos^2\psi - \sin^2\psi)} = f_1;$$

$$\frac{d\varepsilon_1^a\sin^2\psi + d\varepsilon_2^a\cos^2\psi}{d\varepsilon_{11}^b\sin^2\psi + d\varepsilon_{22}^b\sin^2\psi - 2d\varepsilon_{12}^b\cos\psi\sin\psi} = 1.$$

Alcea Industriilor nr. 1 bis
5100 Buzau România
Telefon: 038/427328
Telex: 56317r
Telefax:038/436514

CORD S.A.

Buzau

cb

Cord metalic — *Steel cord*

Sârme pentru armarea furtunurilor de înalta presiune

High pressure hose wire

Sârme pentru arcuri — *Spring wire*

Sârme alamite — **Brass coated wire**

Cabluri din otel alamit — *Brass coated steel ropes*

Sârme pentru cabluri — **Ropes wire**

Societatea Comerciala "GRIVITA" S. A.

Str. Rotasului nr. 14, sector 1, Bucuresti
Tel.: 01/665.40.40 Fax: 01/312.91.60 Telex: 12296 GRIMET
Nr. înreg. J40/297/7.02.1991
Capital social 104.725.794
Cont nr. 301510601 BCR fil. sect. 1

Doriti sa va procurati produse din metal pentru uz gospodaresc sau industrial?

S. C. GRIVITA S. A.

va ofera:

- cuie în gama completa
- sârma bobinata pentru agricultura
- sârma trefilata din otel
- profile speciale laminate la cald pentru confectii metalice
- otel beton in bare
- plasa de sârma pentru împrejmuiri

Va asteptam !

C. Z. :539.374

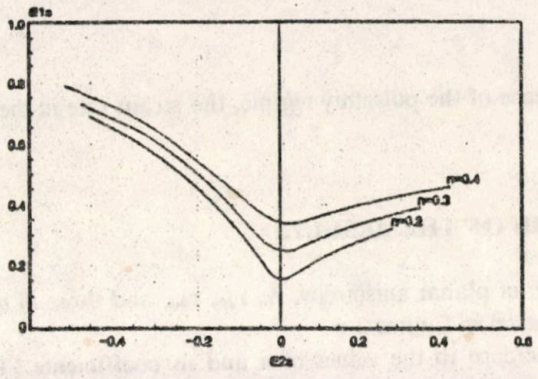


Figure 2. Influence of the strain hardening coefficient, n, on CLD

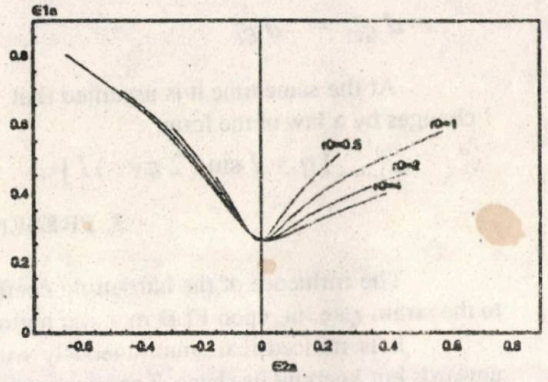


Figure 3. Influence of the r_0 coefficient of the anisotropy on FLD

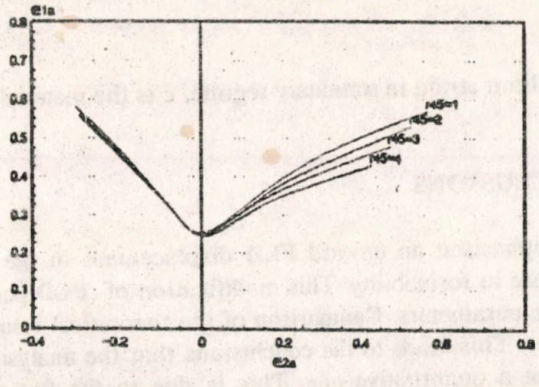


Figure 4. Influence of r_{45} coefficient of anisotropy upon FLD

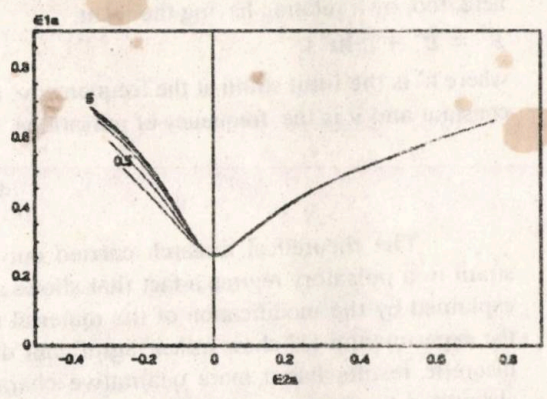


Figure 5. Influence of the r_{90} coefficient of anisotropy on FLD

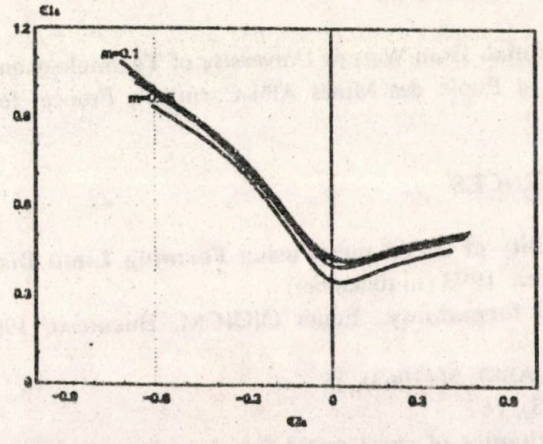


Figure 6. Influence of the strain rate sensitivity, m, coefficient on FLD

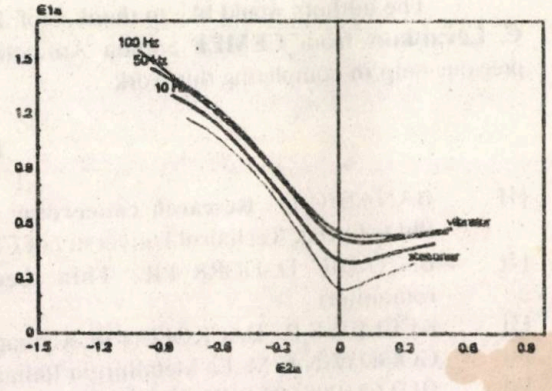


Figure 7. Influence of the pulsatory frequency on FLD

e) *Loading conditions*

It is supposed that loading is proportional in zone a:

$$d\,\varepsilon_2^a = d\,\varepsilon_1^a \tag{9}$$

At the same time it is assumed that, for the case of the pulsatory regime, the strain rate in the direction 1 changes by a law of the form:

$$\dot{\varepsilon}_1^a = \dot{\varepsilon}_{1,\max}^a [q + 1 \sin(2\pi\nu\tau)/] \; . \tag{10}$$

3. PRESENTATION OF THE RESULTS

The influence of the hardening coefficient, **n**, of planar anisotropy, r_0, r_{45}, r_{90}, and those of sensitivity to the strain rate, **m**, upon **FLD** in static regime are shown in figures 2-6.

It is noticed that simultaneously with the increase in the values of **n** and **m** coefficients **FLD** shifts upwards but keeping its shape. The planar anisotropy coefficients influence **FLD** differentially. Thus, r_0 and r_{45} coefficients influence preponderantly the side of the curves from the positive domain of the strains whereas r_{90} coefficient influences only the negative side of the curves. The influence of the frequency of the pulsations upon **FLD** shown in figure 7. Simultaneously with the increase of frequency the **FLD** position shifts upwards without modifying its shape significantly. The influence of the frequency of pulsations upon limit strains is expressed here, too, by a relation having the form:

$$\varepsilon^{\nu} = \varepsilon^{0} + c \cdot \ln \nu \tag{11}$$

where ε^{ν} is the limit strain at the frequency ν; ε^{0} is the limit strain in stationary regime, **c** is the material constant and ν is the frequency of pulsations.

4. CONCLUSIONS

The theoretical research carried out have emphasised an upward **FLD** displacement in the case of strain in a pulsatory regime a fact that shows an increase in formability. This modification of **FLD** position is explained by the modification of the material rheologic parameters. Comparison of the theoretical results with the experimental [1] show rather significant differences. This leads to the conclusions that the analysis of the theoretic results has a more qualitative character than a quantitative one. This is due to the fact that the elaborated theoretical models neglect a whole series of factors and phenomena that take place during the real process, such as: friction, temperature effect, Bauschinger effect, etc.

ACKNOWLEDGEMENTS

The authors would like to thank Prof. **Z. Marciniak** from Warsaw University of Technology and Prof. **C. Levaillant** from **CEMEF** Sophia Antipolis (now at École des Mines Albi-Carmaux, France) for their precious help in completing this work.

REFERENCES

[1] BANABIC D.: **Research concerning formability of sheets metal using Forming Limit Diagram**, PhD. Thesis, Technical University of Cluj-Napoca, 1993 (in romanian)

[2] BANABIC D.-DORR I.R.: **Thin sheet metal formability**., Editor OIDICM, Bucuresti, 1992 (in romanian)

[3] KEELER S.P.- BACKOFEN W.A.:Trans.of the ASM, 56(1963), 25

[4] GOODWIN G.M.:La Metallurgia Italiana, (1968), 767

[5] HUTCHINSON R.W.- NEALE K.W.: In: **Mechanics of sheet metal forming** (Eds. Koistinen D.P. and Wang N.M.), Plenum Press, New-York London, 1978, III, 127 and 265

[6] JALINIER J. M.:These de docteur en sciense, Univ.Metz, 1981

[7] BARATA da ROCHA A.: These docteur ing., INP Grenoble, 1985

[8] HILL R.: **The Mathematical Theory of Plasticity**, Claredon Press, Oxford, 1950

EVENIMENTE INTERNATIONALE

Seminarul S.R.M. privind stadiul restructurarii si modernizarii în întreprinderile metalurgice

În perioada 24-25.03.1995 la Poiana Brasov, Societatea Româna de Metalurgie a organizat în cadrul întâlnirii anuale prilejuite de adunarea generala de bilant, un interesant seminar privind stadiul restructurarii si modernizarii în întreprinderile metalurgice.

Bucurându-se de participarea a peste 130 specialisti din toate ramurile de activitate ale industriei metalurgice, seminarul a abordat un numar important de teme privind restructurarea si modernizarea.

Pornind de la expunerea documentata a d-lui director general Petru Ianc privind restructurarea întregii ramuri, în continuare au fost prezentate interesante informatii privind actiunile desfasurate la Sidex Galati, I.S.C.T.-Câmpia Turzii, Metalurgica-Aiud în industria materialelor refractare, precum si strategiile de restructurare si modernizare a fabricatiei cocsului si produselor carbunoase.

Semnalam de asemenea prezenta d-lui director Sorin Dimitriu care a prezentat o ampla informare asupra principiilor si criteriilor restructurarii selective a societatilor comerciale din metalurgie.

Din partea SIDEROM S.A., dl director Gheorghe Alecu a prezentat un referat privind reorientarea si reconversia profesionala, ca urmare a restructurarii economice.

In partea a doua a întâlnirii s-a desfasurat adunarea generala a Societatii Române de Metalurgie care a avut urmatoarea ordine de zi:

» Raportul de activitate al Consiliului de Administratie al SRM pe perioada 15.03.94 - 15.03.95

» Acordarea premiilor SRM si a diplomelor pentru cele mai bune lucrari tehnico-stiintifice realizate în domeniul metalurgic în cursul anului 1994.

» Aprobarea programului de activitate al SRM pentru 1995 si trim. I - 1996 si a bugetului de venituri si cheltuieli pentru aceeasi perioada.

» Alegerea noului Consiliu de Administratie al SRM.

Primul Congres International de Stiinta si Tehnologie a Elaborarii Otelului

Congresul se va desfasura în perioada 22 - 24. 04. 1996 la Chiba, în Japonia si va analiza urmatoarele:

1. Probleme privind elaborarea otelurilor de calitate.

2. Turnarea clasica si avansata, inclusiv turnarea profilelor cu sectiune apropiata de cea finala.

3. Probleme privind mediul înconjurator, inclusiv masuri privind eliminarea elementelor reziduale din fierul vechi.

Cererea preliminară se va transmite organizatiilor pâna la 28. 04. 1995.

Secretariatul Congresului se gaseste la sediul ISIJ (Institutul japonez al fontei si otelului), Keidanren Kaikan, etajul 3, 1-9-4 Otemach, Chiyoda-Ku, Tokyo, Japonia, fax: 81-3-3245-1355.

Cu aceasta ocazie se va organiza si vizita la un combinat siderurgic japonez în zilele de 25 sau 26.04.1995.

Al 5-lea Congres European al Otelariilor electrice. Paris, Franta, 19 - 23.06.1995

Congresul este organizat de Asociatia Tehnica a Siderurgiei Franceze, sub auspiciile Ministerului Industriei din Franta, Comisiei Europene., Federatiei Franceze a Fontei si Otelului si a societatii de electricitate Electricitéde France.

El se va desfasura în cadrul a noua sesiuni de comunicari care va cuprinde probleme privind tncercatura metalica, energia, protectia mediului înconjurator, automatizarea, actionarile electrice, tehnologie si procese tehnologice, utilaje si echipamente.

Cu ocazia congresului, va fi deschisa o expozitie tehnica în care vor fi prezentate instalatii moderne de elaborare a otelului în cuptoare electrice cu arc.

La sfârsitul congresului se va organiza vizitarea unor otelarii electrice din Franta.

Cu ocazià congresului se vor prezenta printr-o comunicare stiintifica privind dinamica elementelor reziduale în fierul vechi utilizat în cuptoarele electrice, sustinuta de specialisti din cadrul I. C. M. si SIDEX - Galati.

Simpozion cu tema Managementul Resurselor umane

În perioada 21 - 23 martie 1995 a avut loc un simpozion cu tema **MANAGEMENTUL RESURSELOR UMANE** *în organizarea S. C. SIDEROM S. A. Bucuresti, Organizatiei Patronale Hefaistos si Centrului de Perfectionare al Personalului din metalurgie.*

Tematica a cuprins strategia pe termen lung si mediu a industriei metalurgice, reconversia personalului si masuri de protectie sociala, evaluarea posturilor si a personalului, politica salariala si problemele privind legislatia muncii.

Fiecare tema a fost prezentata si sustinuta cu exemple practice, de specialisti din cadrul Ministerului Muncii si Protectiei Sociale, Ministerului Industriilor, Confederatiei Nationale a Patronatului Român si SIDEROM S. A. Bucuresti.

La simpozion au participat directori de resurse umane si specialisti din peste 40 de societati comerciale din metalurgia feroasa si neferoasa, produse refractare si constructii montaj - reparetii siderurgice.

Participantii la seminar au manifestat un interes deosebit, solocitând organizarea unor asemenea simpozioane si pe alte teme de interes general.

Metalexportimport S. A. is a specialized foreign trade company, the most important exporter of metallurgical products in Romania.

Metalexportimport S. A.

EXPORTA:

- tabla medie si groasa, inclusiv tabla navala (hot rolled heavy plates, including shipbuilding plates),
- tabla subtire laminata la rece (cold rolled steel sheets);
- tabla zincata (galvanized steel sheet);
- tabla transformator (cold rolled-oriented grain silicon steel strip);
- profile otel laminate la cald UNP, INP, corniere, otel rotund, patrat (hot rolled steel profiles-channels joists, angles, round, flat bars);
- otel beton si sârma laminata (reinforcing steel bars and wire road);
- sârma trasa din otel (drawn steel wire);
- electrozi sudura (welding electrodes);
- cuie (nails);
- lanturi industriale (industrial chaines);
- cabluri tractiune (wire ropes);
- sârma si toroane beton precomprimat (steel wire for prestressed concrete and stress relieved steel wire strands);
- cord metalic (brass plated steel cord for tyres);
- sârma taloane (bronze plated steel wire);
- tevi conducta (seamless line pipes);
- burlane foraj (casing);
- tevi sudate (welded pipes);
- blocuri aluminiu si laminate aluminiu (aluminium ingots and aluminium products)

IMPORTA:

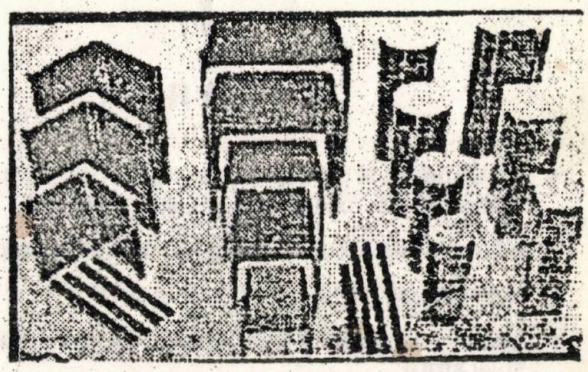
- cocs (coke);
- carbune cocsificabil (coaking coal);
- materiale refractare (refractory products)
- minereu de fier (iron ore);
- feroaliaje (ferroalloys);
- neferoase blocuri (nonferrous ingots);
- alte materii prime necesare industriei metalurgice (other raw materials for metallurgical industry)

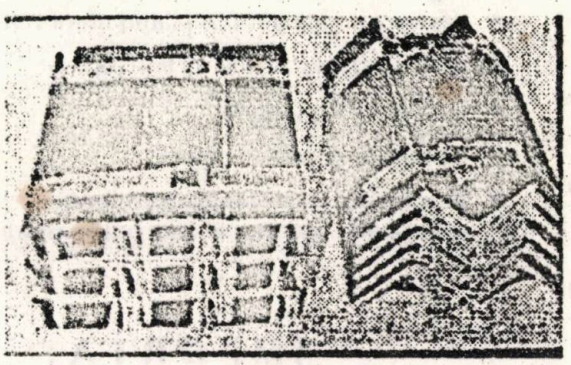
We guarantee quality and competitiveness!

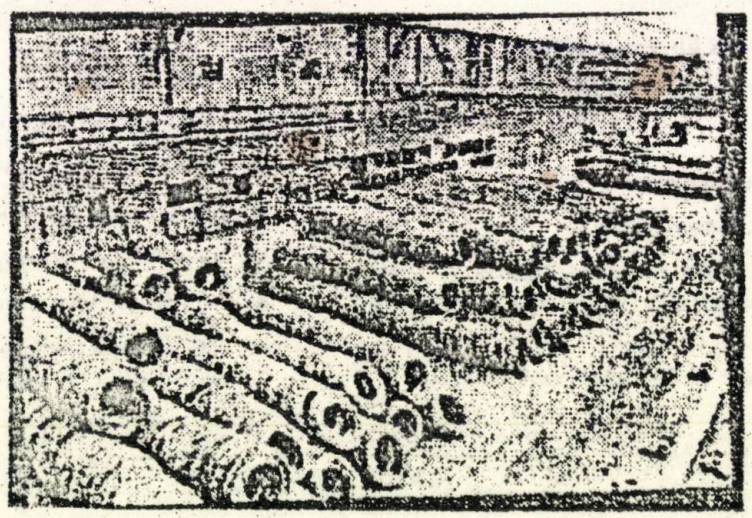
Bucharest - Romania, 21 - 25 Mendeleev Street
Phone 01/312 04 47, 01/659 50 60, Telex 11515
Fax 01/312 01 10

If you'd like to know more about us, please write, call or fax:
B-dul Independentei no. 8, 5300 Focsani, Romania
Tel.: 037/614702
Telex: 53257
Fax: 037/613823

LAMINORUL S. A. Focsani, România, is a rolling mill established as a joint stock company.
Equipped with modern plants, it makes high quality products to NID and/or Romanian standards.







We are specialized in medium size profiles, wire rod and concrete carbon steel. The gauges produced meet almost any standard specified by customers.

The chemical composition and mechanical properties of the rolled steel are controlled by our own specialized laboratories.

ORSZÁGOS MŰSZAKI INFORMÁCIÓS KÖZPONT ÉS KÖNYVTÁR 1883

"SIDEROM" S. A., societate comerciala de strategie, cu sediul în Bucuresti,
str. Mendeleev, nr. 21 - 25, sector 1,
telefon: 01/6 59 65 35,
telefax: 01/3 12 42 76; 01/3 12 42 78; 01/3 12 42 80

produce si comercializeaza prin cele 56 de societati comerciale asociate urmatoarele:

- *laminate finite lungi din otel deformate la cald;*
- *table si benzi din otel laminate la cald si la rece;*
- *table si benzi din otel acoperite;*
- *bare din otel deformate la rece;*
- *profile din otel îndoite la rece;*
- *sârme din otel trefilate si produse din sârma;*
- *produse din aliaje speciale, inclusiv rezistive;*
- *tevi din otel sudate longitudinal, trase sau laminate la rece;*
- *electrozi si fluxuri de sudura;*
- *feroaliaje;*
- *produse cocsochimice;*
- *produse carbunoase;*
- *diverse produse de uz industrial, agricol si casnic;*
- *activitate de consulting si service în domeniile engineering, comercial, financiar-contabil,management, juridic, relatii sociale, informare si documentare de specialitate.*

"SIDEROM" S. A., holding - type strategy company, with head offices in Bucharest,
21 - 25, Mendeleev st., sector 1,
telephone: 01/6 59 65 35,
telephaxes: 01/3 12 42 76; 01/3 12 42 78; 01/3 12 42 80

provides and supplies through its 56 associated companies:

- *hot-rolled steel sections;*
- *hot-rolled and cold-rolled sheets and strips;*
- *coated sheets and strips;*
- *cold-drawn steel bars;*
- *cold-bent steel sections;*
- *rolled and drawn wire and wire products;*
- *special alloys products, including resistive strip and wire;*
- *longitudinally welded tubes and pipes, both cold-rolled or drawn;*
- *welding electrodes and fluxes;*
- *ferro-alloys;*
- *metallurgical coke and by-products;*
- *graphite electrodes;*
- *different products of industrial, agricultural and housekeeping purpose;*
- *consulting and assistance for: engineering, trade, marketing, finance, management, legislation, social relations information and know-how in specific branches.*

Procurându-va cataloagele complete si vizitând microexpozitia de la sediul nostru puteti capata raspunsuri la toate întrebarile dumneavoastra referitoare la posibilitatile siderurgiei românesti.

Please take opportunity to purchase our catalogues and to visit the micro-exhibition which is located in our head-offices, in order to receive the answer to your questions, regarding the posibilities of the romanian iron and steel industry.

SIDEROM *at your disposal !*

Your most reliable trading partner

Metalexportimport S. A. is a specialized foreign trade company, the most important exporter of metallurgical products in Romania.

Metalexportimport S. A.

EXPORTA:

- tabla medie si groasa, inclusiv tabla navala (hot rolled heavy plates, including shipbuilding plates);
- tabla subtire laminata la rece (cold rolled steel sheets);
- tabla zincata (galvanized steel sheet);
- tabla transformator (cold rolled-oriented grain silicon steel strip);
- profile otel laminate la cald UNP, INP, corniere, otel rotund, patrat (hot rolled steel profiles-channels joists, angles, round, flat bars);
- otel beton si sârma laminata (reinforcing steel bars and wire road);
- sârma trasa din otel (drawn steel wire);
- electrozi sudura (welding electrodes);
- cuie (nails);
- lanturi industriale (industrial chaines);
- cabluri tractiune (wire ropes);
- sârma si toroane beton precomprimat (steel wire for prestressed concrete and stress relieved steel wire strands);
- cord metalic (brass plated steel cord for tyres);
- sârma taloane (bronze plated steel wire);
- tevi conducta (seamless line pipes);
- burlane foraj (casing);
- tevi sudate (welded pipes);
- blocuri aluminiu si laminate aluminiu (aluminium ingots and aluminium products).

IMPORTA:

- cocs (coke);
- carbune cocsificabil (coaking coal);
- materiale refractare (refractory products);
- minereu de fier (iron ore);
- feroaliaje (ferroalloys);
- neferoase blocuri (nonferrous ingots);
- alte materii prime necesare industriei metalurgice (other raw materials for metallurgical industry).

1986 JAN 05

We guarantee quality and competitiveness!

Metalexportimport S. A.

Bucharest - Romania, 21 - 25 Mendeleev Street
Phone: 01/312 04 47, 659 50 60; Telex: 11515;
Fax: 01/312 04 46

(6000)

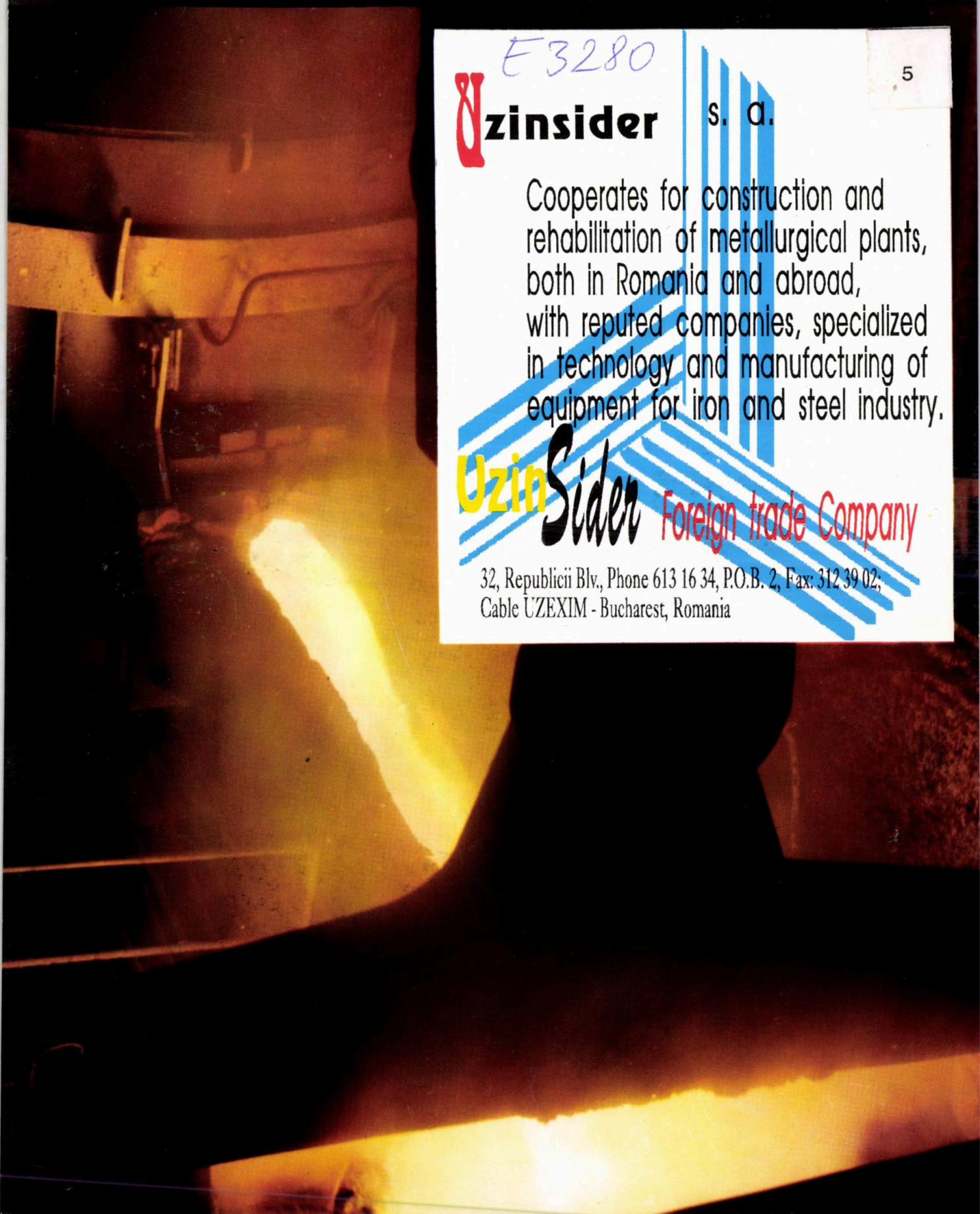
METALURGIA

Revista lunara editata de SIDEROM S.A.

1995

E3280

5



Uzinsider s. a.

Cooperates for construction and rehabilitation of metallurgical plants, both in Romania and abroad, with reputed companies, specialized in technology and manufacturing of equipment for iron and steel industry.

UzinSider Foreign trade Company

32, Republicii Blv., Phone 613 16 34, P.O.B. 2, Fax: 312 39 02;
Cable UZEXIM - Bucharest, Romania

IMPORTANT PRODUCATOR DE

LAMINATE FINITE DIN OTEL

Sidex

sub forma de:

Tabla si banda laminata la cald

Tabla groasa

Tabla si banda laminata la rece

Tevi sudate longitudinal cu diametre cuprinse în gama 508 - 1420 mm.

destinate:

industriei chimice, petrochimice si a gazelor naturale

industriei electronice

constructiei de masini grele, nave maritime si fluviale, utilaje

fabricilor de produse de larg consum (autoturisme, frigidere, masini de spalat, aragaze, obiecte casnice)

Str. Smârdan, nr. 1
6200 - Galati - România
Tel: 40 - 36 43.19.00
Fax: 40-36-43.20.17; 46.49.46
Telex: 51257; 51312

SIDEX S.A.
GALAŢI - ROMÂNIA

Inregistrat în Registrul Comertului Nr. J 17/21/1991
Cod Fiscal: 1639739 B.C.R. Galati

IMPORTANT PRODUCATOR DE

LAMINATE FINITE DIN OTEL

Sidex

sub forma de:

Tabla si banda laminata la cald

Tabla groasa

Tabla si banda laminata la rece

Tevi sudate longitudinal cu diametre cuprinse in gama 508 - 1420 mm

destinate:

Industriel chimice, petrochimice si a gazelor naturale

Industriel electronice

constructiel de masini grele, nave maritime si fluviale, utilaje

fabriciior de produse de larg consum (autoturisme, frigidere, masini de spalat, aragaze, obiecte casnice)

GREZÁGOS MŰSZAKI INFORMÁCIÓS KÖZPONT ÉS KÖNYVTÁR 1883

SIDEX S.A.

GALAŢI - ROMÂNIA

Str. Smârdan, nr. 1
6200 - Galati - România
Tel: 40 - 36 43.19.00
Fax: 40-36-43.20.17; 46.49.16
Telex: 51257; 51312

Inregistrat in Registrul Comertului Nr. J 17/21/1991
Cod Fiscal: 1630739 B.C.R. Galati

S.C. SIDERURGICA S.A. Hunedoara

2570, Hunedoara
Piata Iancu de Hunedoara Nr. 1,
Telefon: 054/712783, 054/712758 Fax: 054/712266

Societatea Comerciala **"Siderurgica"** S.A. **Hunedoara** produce si comercializeaza la preturi competitive urmatoarele produse:

* *tagle pentru tevi din otel carbon, slab aliat, aliat si înalt aliat (inoxidabil);*
* *blumuri si tagle din otel carbon, slab aliat, aliat si înalt aliat pentru constructia de masini;*
* *tagle din otel pentru rulmenti;*
* *profile fasonate I.U. cornier, T;*

* *profile pentru:*
  - *senile de tractor si excavator;*
  - *brazdar de plug;*
  - *armatura de mina;*
  - *transportoare de mina;*
  - *aparate de cale ferata si sina ac;*
  - *traverse CF;*
* *sârma pentru armaturi beton, tragatorii, cord metalic;*
* *piese turnate si forjate;*
* *utilaj pentru turnarea otelului (poduri, lingotiere, pâlnii);*
* *cocs metalurgic;*
* *benzen, naftalina, smoala, sulf, toluen;*
* *fonta de afinare si de turnatorie;*
* *zgura granulata si vata de zgura;*
* *calcar si var;*
* *dolomita calcinata si sinterizata;*
* *blocuri dolomitice*

"Siderurgica" S.A. **Hunedoara** produces and commercialises at competitive prices the following products:

* *carbon, low-alloyed, alloyed and high alloyed steel billets for tubes (stainless steel);*
* *carbon, low-alloyed, alloyed and high alloyed steel billets and blooms for machine building;*
* *steel billets for bearings;*
* *shaped sections, IPE-beams, channels, angles, T-sections;*
* *profiles for:*
  - *tractor and excavator track shoes;*
  - *plough shares;*
  - *mine gallery supporting;*
  - *mine conveyors;*
  - *railroad accessories siding rail;*
* *wire for concrete reinforcements, for drawing, metallic cord;*
* *cast and forged pieces;*
* *equipment for steel casting (platforms, moulds, funnels);*
* *metallurgical coke;*
* *benzene, naphthalene, tar, sulphur, toluene;*
* *refining and cast pig iron;*
* *granulated slag and slag wadding;*
* *lime and chalkstone;*
* *calcined and sintered dolomite;*
* *dolomitic blocks*

METALURGIA

EVISTA EDITATA DE "SIDEROM" S. A.

5
mai
1995

ISSN 0461 - 9579

Sumar

Cojocaru Vasile: **Procedeu de preîncalzire a materialelor de adaos în metalul lichid** 5

Cojocaru Vasile: **Dispozitiv de protectie si perforare la tehnologia trigger de obtinere a fontei modificate** 7

Chichernea Florin: **Consideratii teoretice si rezultatele experimentale asupra îndepartarii prin rupere dinamica a retelelor de turnare si a maselotelor la piesele turnate** 9

Micle Valer: **Studiu metalografic asupra unei piese în vederea stabilirii cauzelor privind aparitia grafitului lamelar în zona de suprafata a pieselor din Fgn.** 16

Tripa Pavel: **Influenta temperaturii asupra ductilitatii si tenacitatii unor oteluri termorezistente** 19

Galasiu Ioan, Galasiu Rodica: **Influenta impuritatilor asupra oxidarii anozilor de carbune folositi la fabricarea aluminiului** 22

Paraschiv Ilie, Oros Vasile: **Oxidarea bacteriana urmata de cianuratie - o alternativa viabila pentru valorificarea metalelor pretioase din concentratele refractare si arsenioase** . . 29

Stefancu Elena: **Tendinte actuale privind desulfurarea carbunelui si a produselor petroliere** 35

Palaghian Liviu: **Influenta modului de elaborare si de obtinere a semifabricatului din otel asupra rezistentei la oboseala în aer si în mediul corosiv** 38

Moldovan Petru, Chira Ion, Marginean Ioan, Pana Mihaela: **Procesarea metalurgica a topiturilor neferoase secundare provenite din deseuri.** 42

Moldovan Petru, Pana Mihaela: **Proprietatile tehnologice de turnare ale aliajelor aluminiu - litiu** 50

Morun Elena: **Cercatari privind posibilitatile de obtinere a fenolului si bazelor din gudronul de huila** 54

Petrus Gaspar: **Posibilitati de crestere a gradului de scoatere la metal. Studiu de caz** 59

Oprea Florea, Agop Maricel, Carcea Ioan, Buzea Gh. Constantin, Buzea Carmen : **An analysis of several models describing the phenomenon of particle expulsion - incorporation by the solid - liquid interface** 64

Nistor Liviu, Ancau Mircea: **Modelarea evolutiei rezistentei la deformare în domeniul de laminare la semicald cu ajutorul unei regresii liniare multiple.** 70

Nistor Liviu, Ancau Mircea: **Modelarea formei sectiunii transversale a laminatului prin optimizarea puterii consumate în procesul de laminare, scrisa pe principiul metodei de calcul variational..** 74

Revista revistelor 18, 34, 37, 41, 49, 53, 63

Evenimente internationale 58

ORSZÁGOS MŰSZAKI INFORMÁCIÓS KÖZPONT ÉS KÖNYVTÁR 1883

Colegiul onorific de redactie

(în ordine alfabetica)

LUCIAN AMANCEI, VICTOR BERTALAN, ROMULUS BUDISTEANU, ION CHIOSE, SORIN DIMITRIU, MIRCEA DOBRESCU, VICTOR GUIDEA DANILA, ALEXANDRU FLOREA, EMIL FLORIAN, LADISLAU FRUMOSU, RADU HANGA, PETRE IANC, GHEORGHE LEPADATU, IOAN VICTOR MANOLESCU, STEFAN MARGINEANU, VIOREL MUNTEANU, OLARU IOAN, MIHAELA PANA, VASILE PARPALA, CRISTIAN PIRVAN, BUJOR ROSCA, SILVIU SAMOILESCU, EUGEN SANDU, IOAN FLORENTIN SANDU

Redactor responsabil: prof. dr. ing. I. VÂRCOLACU
Revizie tehnica: prof. dr. ing. I. VÂRCOLACU
Sef CIDMET: ing. Brândusa Florentina Scortea
Redactor: ing. Brândusa Florentina Scortea
Stilizare, corectura: Rodica Rosu, Mirela Bleoju
Tehnoredactare computerizata: Lidia Vereanu

Redactia si administratia: Bucuresti, str. Mendeleev, nr.21-25, sector 1, cod 70168, telefon 01/6594990, fax 01/3124278

Institutiile pot achita abonamentele în contul nostru de virament nr. 30 15 20 201 BCR-SMB.

Costul abonamentului: lei 36000

Cititorii din strainatate se pot abona prin Rodipet S. A., P. O. Box 33 - 57, fax 0040-1-3129432 sau 3129433, telex 11995 - Piata Presei Libere nr. 1, sect 1, Bucuresti, Romania

Copyright © 1948 S. C. SIDEROM S. A. CIDMET

Pentru a va lansa pe o piata cu produsele Dvs., trebuie sa va informati temeinic.

Cereti imediat materialele editate de CIDMET - SIDEROM *pentru a fi informat*

Vasile Cojocaru: **Preheating techniques for additives in liquid metal**

The paper studies heat loss reclaiming.

Additives (ferroalloys, master alloys, alloying elements, fluxes etc.) are preheated in lid refractory cavities through metal bath irradiation.

Furnace heat consumption decreases and labour productivity increases.

Metalurgia 47(1995), nr. 5, p. *5*

Vasile Cojocaru: **Protection aand piercing device for Trigger inoculated ironmaking**

The casting ladle prepared for a Trigger procedure is covered with a refractory concrete lined lid having holes for metal bars (protected or not with refractory dye), provided to pierce inoculant protection layer, actuated by a rack and an electric motor, all fixed on a metal structure.

Metalurgia 47(1995), nr. 5, p. *7*

Florin Chichernea : **Theoretical consideration and test results on riser and header removal by dynamic**

The paper shows test results for riser and header removal by dynamic cut - off. The authors used for tests aluminium castings.

Metalurgia 47(1995), nr. 5, p. *9*

Valer Micle : **Metallografic investigation to find the causes of lamellar graphite occurence in surface layers of nodular graphite iron castings**

Metalurgia 47(1995), nr. 5, p. *16*

Pavel Tripa: **Temperature effect on ductility and toughness of certain heat resistant steel grades**

Metalurgia 47(1995), nr. 5, p. *19*

Ioan Galasiu, Rodica Galasiu : **The effect of inclusions on carbon anode oxidation during Al making**

Metalurgia 47(1995), nr. 5, p. *22*

Ilie Paraschiv, Vasile Oros: **Bacterial oxidation followed by cyaniding - a real alternative for reclaiming precious metals from refractory and arsenious concentrations**

Metalurgia 47(1995), nr. 29, p. *29*

Elena Stefancu: **An overview of coal and petroleum products desulphuration**

A review with 61 references on the latest investigations concerning removal of organic sulphur from coal, petroleum and their products, especially benzene is attempted by the author.

Many works concerne themselves with coal's hydrodesulphuration.

Other methods for desulphuration are also tested; extraction using organic solvents - water mixtures, chemical removal of organic sulphur, enzimatic desulphuration of coal, ultrasound promoted chemical desulphuration , biodesulphuration, combined chemical and biological removal of organic sulphur, promotion of sulphur removal by light irradiation, microwaves etc.

Metalurgia 47(1995), nr. 5, p. *35*

Liviu Palaghian: **The effect of steel - making and blank manufacturing on fatigue strength in air and corrosive environment**

The paper shows the results of fatigue tests in air and corrosive environment (water with 3% NaCl) of OL 52.4 A$_t$ steel samples.

Metalurgia 47(1995), nr. 5, p. *38*

Petru Moldovan et al: **Metallurgical processing of nonferrous scrap melts**

The authors emphasize process particulars of nonferrous scrap melts, with details on Al - and Cu alloys.

Metalurgia 47(1995), nr. 5, p. *42*

Petru Moldovan , Mihaela Pana: **Casting properties of Al - Li alloys**

The authors investigate the Al - Li alloys system, particularly its casting properties: fluidity, solid state shrinkage., pipe volume.

They conclude with Al - Li alloys system casting and the techniques suggested for this process.

Metalurgia 47(1995), nr. 5, p. *50*

Elena Morun : **Investigations on phenol and alkali reclaiming from pit coal tar**

Metalurgia 47(1995), nr. 5, p. *54*

Petrus Gaspar: **Possibilities to increase the metal yield. Study on case.**

Metalurgia 47(1995), nr. 5 p. *59*

Florea Oprea et al: **An analysis of several models describing the phenomenon of particle expulsion incorporation by the solid - liquid interface.**

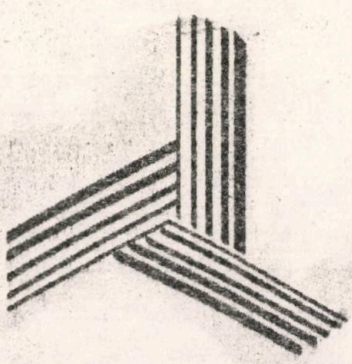
Metalurgia 47(1995), nr. 5, p. *64*

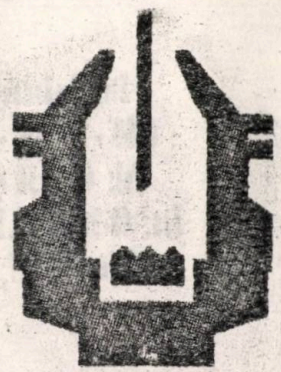
Liviu Nistor, Mircea Ancau: **Modelling of the deformation resistance evolution in the field of semi - hot rolling with the help of an multiple linear regression**

Metalurgia 47(1995), nr. 5, p. *70*

Liviu Nistor, Mircea Ancau: **Modelling of the transverse section shape of the rolled by the consumed power optimization in the rolling process, written on the method principle of variation calculation**

Metalurgia 47(1995), nr. 5, p. *74*





IMPORTANT PRODUCATOR DE

LAMINATE FINITE DIN OTEL

Sidex

sub forma de:

Tabla si banda laminata la cald

Tabla groasa

Tabla si banda laminata la rece

Tevi sudate longitudinal cu diametre cuprinse in gama 508 - 1420 mm

destinate:

Industriei chimice, petrochimice si a gazelor naturale

Industriei electronice

constructiei de masini grele, nave maritime si fluviale, utilaje

fabricilor de produse de larg consum (autoturisme, frigidere, masini de spalat, aragaze, obiecte casnice)

SIDEX S.A.

GALAŢI - ROMÂNIA

Str. Smârdan, nr. 1
6200 - Galati - Romania
Tel: 40 - 36 43.19.00
Fax: 40-36-43.20.17; 46.49.16
Telex: 51257; 51312

Inregistrat in Registrul Comertului Nr. J 17/21/1991
Cod Fiscal: 1639739 B.C.R. Galati

The main equipment in the Integrated Iron and Steel Works Galati is included in the four technological plants: the coke-chemical plant, sintering plant-blast furnaces, refractory and steel works, and the flat products rolling mills.

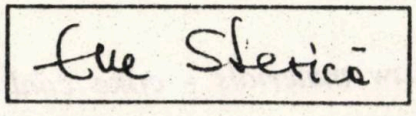
Raw materials - coke coal, iron ore - as well as a wide range of technological materials, are purchased in Romania and abroad, by seaborne (60%) and railway transport (40%).

Major hot technological processes are extremely agressive from the thermochemical point of view and equipment and outfits wear is very high, which calls for intensive maintenance. Throughout the years, remarkable results have been achieved in this field. Working period recorded in production cycles in many SIDEX plants is similar to that in high-repute metallurgical companies in developed countries. This assertion holds particularly true for Company's furnaces, B.O. converters, steel continuous casting equipment and coke-oven batteries.

Huge amounts of raw materials and materials are daily handled in all metallurgical works and high quantities of primary energetic resources are consumed. Within SIDEX a big share of secondary energetic resources is recovered so that, on the whole, re-used energy holds 65% of the total consumption.

Most by-products resulting from basic technological processes in coke-chemical plant, blast furnaces and rolling mills are recovered and turned to good account.

Yet, Company's major concern is to provide high quality for basic products and keep up with our business partners'requirements. We are fully aware of the fact that our present and future success in this ever harder market competition depends on our ways and means of stimulating and putting to good use the creativity of SIDEX's specialists.



STERICA ENE

Deputy general manager

PROCEDEU DE PREÎNCALZIRE A MATERIALELOR DE ADAOS ÎN METALUL LICHID

Dr.ing. Vasile Cojocaru, lector, Universitatea Tehnica "Gh. Asachi" Iasi

C.Z.: 62.745.31

Lucrarea se refera la un procedeu de preîncalzire a materialelor de adaos ce se introduc în cuptorul electric cu încalzire prin inductie tip creuzet, la scara industriala.

Sunt cunoscute mai multe procedee de preîncalzire a materialelor de adaos (feroaliaje, prealiaje, elemente de aliere ca atare, fondanti etc.). In principiu, aceste procedee se bazeaza pe încalzirea materialelor de adaos în afara agregatului de elaborare cu utilaje de diverse forme [1]. De obicei se folosesc bene metalice ce servesc pentru încalzirea materialului si pentru încarcare. Pentru feroaliaje, prealiaje, elemente de aliere ca atare nu exista instalatii consacrate pentru preîncalzire ci doar cuptoare de calcinare etc. De regula,acestea se introduc reci sau slab preîncalzite în baia metalica, ceea ce creeaza urmatoarele deficiente:

- *împroscarea de metal lichid datorita umezelii;*
- *consum de caldura: în toate cazurile, la aliere, elementele de aliere sufera urmatoarele transformari obligatorii: încalzire pâna la temperatura de topire, dizolvare, supraîncalzire. Dizolvarea poate fi exoterma, endoterma sau fara efect termic. Indiferent de caracterul dizolvarii, încalzirea pâna la temperatura de topire si topirea, inclusiv topirea prin dizolvare înseamna necesar de caldura. La cuptoarele cu inductie caldura respectiva este asigurata de energia electrica.*

Dezavantajul procedeelor cunoscute de preîncalzire a materialelor în vederea introducerii în cuptorul cu inductie este consumul de combustibil suplimentar.

Scopul procedeului ce se va prezenta în continuare este acela de a mari randamentul termic al elaborarii aliajelor în cuptoarele cu inductie.

Problema pe care o rezolva procedeul de preîncalzire este de a recupera o parte din caldura ce se pierde la elaborarea în cuptorul de inductie si folosirea ei pentru preîncalzirea materialelor de adaos.

In capacul captusit cu material refractar al cuptorului cu inductie se realizeaza una sau mai multe cavitati în care se introduc materialele de adaos. Respectivele cavitati se izoleaza de exterior cu capace captusite la rândul lor cu material refractar, iar la partea inferioara "comunica" cu incinta cuptorului. Prin radiatie se realizeaza preîncalzirea materialelor de adaos.

In figurile 1 si 2 se prezinta doua exemple de realizare a procedeului de preîncalzire si anume:

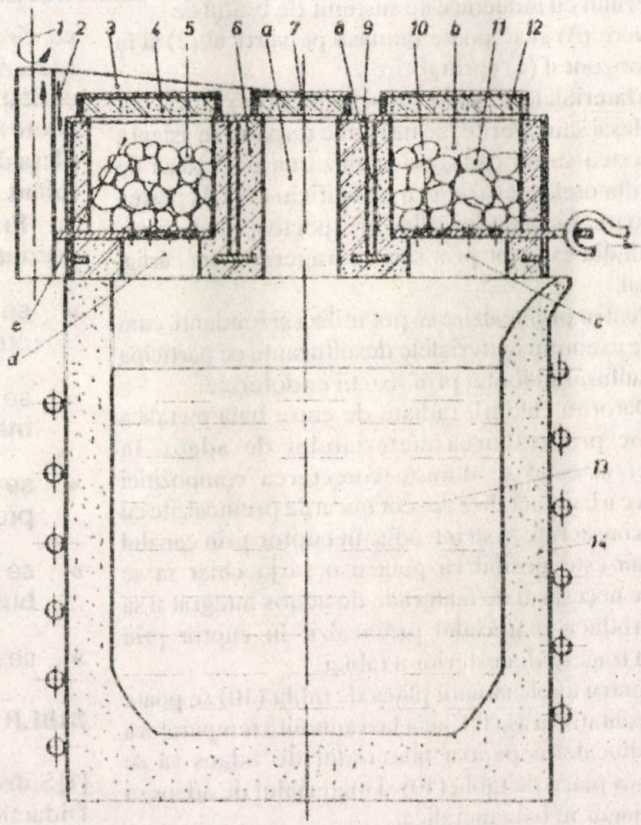


Fig. 1

Sectiune longitudinala prin ansamblul cuptor cu inductie - capac cu cavitati realizate prin intermediul materialului refractar fasonat

Centerline section of a furnace having cavities in lid refractory

♦ în figura 1 - o sectiune longitudinala prin ansamblul cuptorului cu inductie- capac cu cavitati realizate prin intermediul materialului refractar fasonat;

♦ în figura 2 - o sectiune longitudinala prin ansamblul cuptorului cu inductie - capac cu cavitati realizate din beton refractar armat.

Cuptoarele cu inductie (14) în care se elaboreaza metalul (13) - de exemplu fonta - sunt dotate din fabricatie cu capace din manta metalica (9) captusite cu material refractar (6). In figura 1 se prezinta captuseala refractara (6) executata din material refractar fasonat sustinut pe lânga mantaua metalica si de armaturi (8). Caramizile refractare delimiteaza cavitati (în exemplu din figura 1: cavitatea I (e) si cavitatea II (b) ce comunica cu incinta cuptorului prin canale de comunicare (în exemplu din figura 1 canalele de comunicare III (d) si IV (c), iar la partea superioara sunt izolate de exterior prin capace captusite refractar (capacul I (4) si capacul II (12), în exemplu din figura 1. Capacul cuptorului mai este prevazut cu un orificiu (a) destinat supravegherii, prelevarii de probe sau pentru introducerea diverselor adaosuri, orificiu obturat de catre capacul III (7). Capacul cuptorului cu inductie este sustinut de bratul de sustinere (3) si se poate deplasa pe vertical (2) si în plan orizontal (1) (prin rotire).

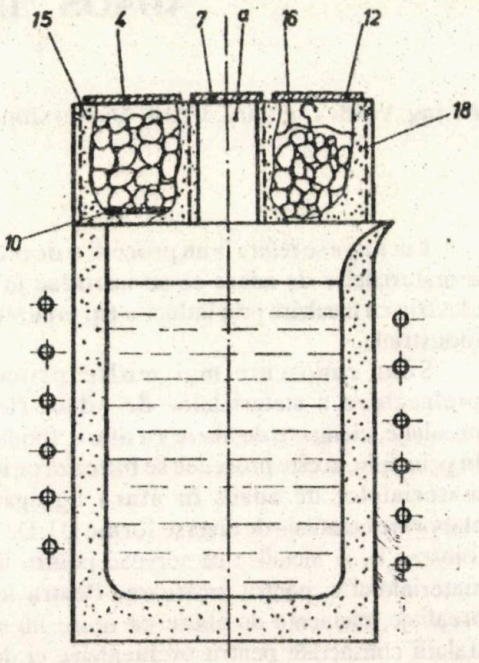


Fig. 2

Sectiune longitudinala prin ansamblul cuptor cu inductie - capac cu cavitati realizate din beton refractar armat

Centerline section of a furnace having reinforced refractory concrete cavities in lid lining

Materialele adaos (I (5) si II (11) - (5) si (11) pot fi aceleasi sau diferite) se introduc dupa ce se asigura ca acestea sa nu cada, prin utilizarea unei placi de tabla din otel, prevazuta cu un orificiu (10), la partea inferioara a cavitatilor. Placa respectiva poate fi actionata din exterior prin simpla tragere cu un cârlig, manual.

Pentru preîncalzire se pot utiliza si fondanti, cum ar fi de exemplu materialele desulfurante ce participa la desulfurarea fontei prin reactii endoterme.

Datorita caldurii radiate de catre baia metalica are loc preîncalzirea materialului de adaos. In momentul când se doreste corectarea compozitiei chimice a baii metalice se scot bucatile preîncalzite cu scule consacrate si se introduc în cuptor prin canalul (a), sau este posibil ca pentru o sarja chiar sa se dozeze necesarul de materiale de adaos integral si sa se introduca materialul preîncalzit în cuptor prin simpla tragere din exterior a tablei.

Pentru unele situatii placa de tabla (10) se poate alege calitativ în asa fel încât la o anumita temperatura de preîncalzire pentru materialul de adaos sa se topeasca placa de tabla (10) si materialul de adaos sa cada singur în baia metalica.

Un al doilea exemplu de realizare a procedeului se refera la înlocuirea materialului refractar fasonat cu ciment refractar (15) armat cu otel beton (18). Materialul de adaos preîncalzit poate fi scos din cavitati în modul prezentat la exemplu anterior, dar poate fi introdus în acestea si cu saci confectionati din plasa de sârma (16) - manevrare manuala sau cu podul rulant.

Procedeul de preîncalzire prezentat anterior prezinta urmatoarele avantaje:

» se mareste randamentul termic al cuptorului cu inductie;

» se asigura securitatea muncii la introducerea materialelor de adaos în baia metalica;

» se pot preîncalzi si bucati de încarcatura propriu-zisa;

» se realizeaza economie de energie (de combustibil);

» se mareste productivitatea muncii.

BIBLIOGRAFIE

[1] **Sofroni L.**: *Elaborarea si turnarea aliajelor.* Editura Didactica si Pedagogica, Bucuresti, 1975, p.216

DISPOZITIV DE PROTECTIE SI PERFORARE LA TEHNOLOGIA TRIGGER DE OBTINERE A FONTEI MODIFICATE

Dr. ing. Vasile Cojocaru, lector, Universitatea Tehnica "Gh. Asachi", Iasi

C.Z.: 669.13.07

Lucrarea se refera la un dispozitiv destinat asigurarii securitatii muncii si îmbunatatirii performantelor la obtinerea fontei cu grafit nodular în cadrul tehnologiei Trigger.

Este cunoscuta o tehnologie de elaborare a fontei cu grafit nodular, suedeza, denumita Trigger, ce consta din existenta la fundul oalei de turnare a unui locas în care se introduce modificatorul, modificator protejat de catre un strat de amestec de formare sau de miez preparat cu întaritori sau autoîntaritori (stratul protector poate fi si în contact cu modificatorul, cu alte cuvinte îi copiaza configuratia bucatilor de la partea superioara). Pentru modificare, se introduce fonta lichida în oala, dupa care cu o bara din otel, introdusa manual prin fonta lichida, se perforeaza stratul de protectie, punându-se astfel în contact fonta lichida cu modificatorul pe baza de magneziu [1]. Tehnologia Trigger are dezavantajul ca perforarea stratului protector se face manual: de regula, se aduce oala de turnare lânga o platforma, dupa care se realizeaza operatia respectiva. Operatia de perforare manuala este foarte incomoda, prezinta pericol de accidentare (împroscarea cu stropi, eliminarea în atmosfera de noxe - gaze, oxizi etc., efectuarea de operatii la temperaturi ridicate) si, de asemenea, impune ca locasul cu modificator sa fie amplasat lânga peretele oalei de turnare. Amplasarea locasului cu modificator lânga perete micsoreaza randamentul de modificare, având în vedere ca vaporii de magneziu se evacueaza pe o coloana, deasupra locasului, zonele mai îndepartate modificându-se mai putin. Rezulta o fonta cu un grad de omogenizare a modificarii mai mic sau un consum mai mare de modificator pentru obtinerea de performante.

Scopul lucrarii este sa se mareasca randamentul de modificare si sa se asigure protectia muncii.

Lucrarea de fata propune realizarea unui dispozitiv de protectie a muncii si de perforare a stratului de protectie a modificatorului.

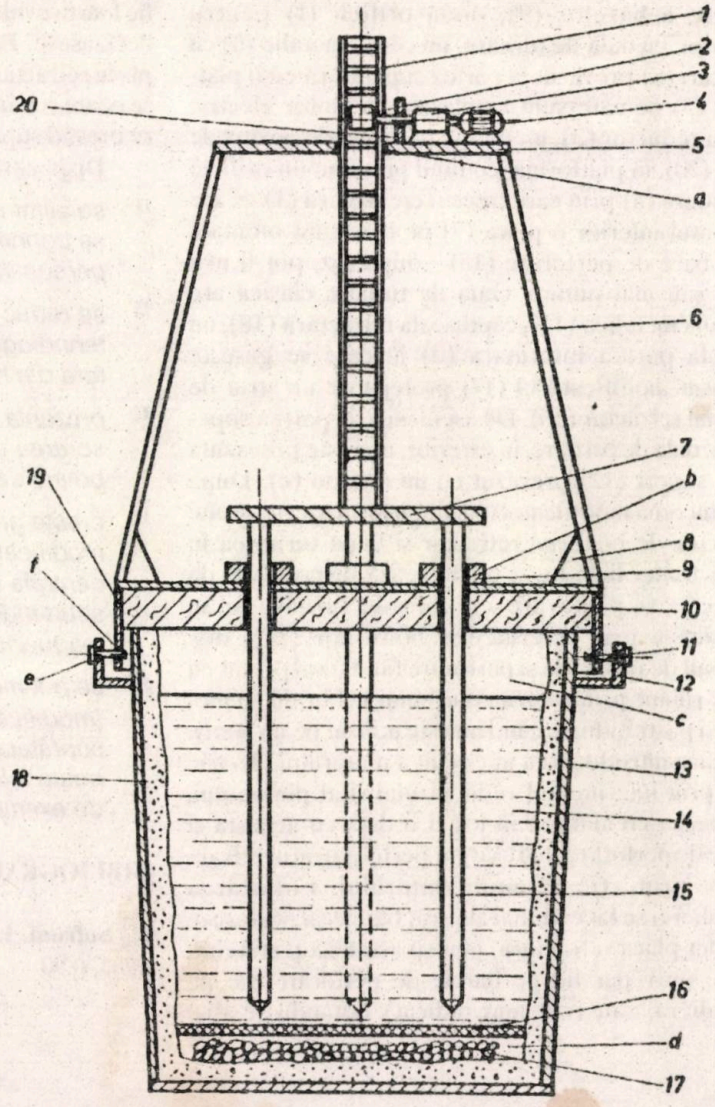


Fig. 1

Sectiune longitudinala prin dispozitivul de protectie si perforare
Centerline section through a protection and piercing device

Solutia tehnica este un dispozitiv format dintr-un capac captusit cu beton refractar prevazut cu patru orificii prin care patrund patru bare de perforare ce sunt actionate prin intermediul unei cremaliere ghidate de catre un cadru, cremaliera actionata de catre un grup (pinion, reductor, motor electric) montat de asemenea pe un cadru. Dispozitivul poate avea mai putine bare de perforare (chiar si numai una) sau mai multe, în functie de capacitatea oalei de turnare - modificare. Pentru capacitati mai mari ale oalelor de turnare se recomanda ca barele de otel sa fie vopsite în prealabil cu o vopsea refractara pe baza de grafit si cu grad de aderenta mare (se pot utiliza si materiale refractare echivalente cu grafitul).

In figura 1 se prezinta o sectiune longitudinala prin oala de turnare si dispozitivul de protectie si perforare. Dispozitivul este format dintr-un capac (19) captusit cu beton refractar (10), prevazut cu patru orificii de ghidare a barelor (b), patru bucse de ghidare a barelor (9), doua orificii (f) pentru rigidizare cu oala de turnare, un cadru metalic (6) cu întariturí (8) prevazut la partea superioara cu o platforma (5) pe care sunt amplasate un motor electric (4), un reductor (3), un pinion (2) si un dispozitiv de fixare (20), în platforma (5) fiind prevazut un orificiu de ghidare (a) prin care trece o cremaliera (1) ce are la capatul inferior o placa (7) pe care sunt montate patru bare de perforare (15) - dupa caz, pot fi mai multe sau mai putine. Oala de turnare clasica are mantaua metalica (13), captuseala refractara (18), un locas la partea inferioara (d) în care se gaseste amplasat modificatorul (17) protejat de un strat de material refractar (16). De asemenea, la partea superioara, oala de turnare, în exterior, mai este prevazuta cu un suport (12) prevazut cu un orificiu (c). Dupa introducerea modificatorului dupa formarea stratului protector de material refractar si dupa turnarea în oala a fontei lichide, se asambleaza dispozitivul de protectie si perforare cu oala de turnare si se rigidizeaza prin intermediul bolturilor (11), dispozitivul de protectie si perforare fiind transportat cu podul rulant prin intermediul unui cablu de manevrare si pastrându-se când nu este utilizat pe un stativ. Urmeaza introducerea în circuit a motorului electric care, prin intermediul reductorului si al pinionului, actioneaza cremaliera în jos si o data cu aceasta si barele de perforare, bare ce vor perfora stratul refractar de protectie al modificatorului. Coborârea cremalierei se face numai atât cât barele sa perforeze complet placa refractara, pentru acest scop stabilindu-se un reper fie pe barele de perforare, fie pe cremaliera, sau (cel mai indicat) dotându-se dispozitivul cu limitatoare electrice. Dupa efectuarea cursei de coborâre urmeaza cursa de urcare a cremalierei pâna la pozitia initiala. Odata efectuate orificiile în placa refractara fonta patrunde prin ele, ajunge la modificatorul care se vaporizeaza, dupa care vaporii de modificare parasesc locasul modificatorului si se evacueaza înspre partea superioara a baii metalice, realizându-se astfel modificarea. Gazele rezultate de la procesul de modificare se vor evacua din oala prin orificiile de ghidare a barelor de perforare, în timp ce oxizii sau alti compusi, în urma impactului cu capacul, vor reveni înspre baia metalica si se vor depune la suprafata ei. In mod normal, reactia de modificare se declanseaza în câteva secunde. Daca se sesizeaza ca, desi barele de perforare sunt în curs de evacuare din forma, reactia de modificare nu se declanseaza, se mai actioneaza înca o data barele de perforare în cursa descendenta, pentru ca astfel orificiile pe care le executa barele sa fie foarte evidente si astfel reactia de modificare sa se declanseze. Pentru efectuarea mai multor orificii în placa refractara, dispozitivul de protectie si perforare se poate roti în mod corespunzator, motiv pentru care se prevad suporturi de rigidizare suplimentare.

Dispozitivul prezinta urmatoarele avantaje:

- *se elimina riscul de accidentare, asigurându-se conditii corespunzatoare de lucru pentru personalul de deservire;*
- *se reduc la minimum noxele, care în cazul tehnologiei Trigger s-ar fi eliminat în atmosfera din hala de productie;*
- *prezenta capacului refractar determina micsorarea pierderilor de caldura datorate barbotarii de catre vaporii de modificator;*
- *creste gradul de omogenizare al modificarii: modificatorul poate fi amplasat în zona centrala a fundului oalei de turnare scurtându-se astfel distantele de difuzie a magneziului;*
- *se pot modifica cantitati mai mari de fonta (modificatorul se poate amplasa pe întreaga suprafata a fundului oalei de turnare, deci se poate folosi o cantitate mai mare de fonta, de exemplu peste 5 t).*

BIBLIOGRAFIE

[1] Sofroni L. s.a.: *Turnarea fontei*.EDP, Bucuresti, 1985, p.90

CONSIDERATII TEORETICE SI REZULTATELE EXPERIMENTALE ASUPRA ÎNDEPARTARII PRIN RUPERE DINAMICA A RETELELOR DE TURNARE SI A MASELOTELOR LA PIESELE TURNATE

Ing. Florin Chicherneu, sef de lucrari, Universitatea "Transilvania" Brasov

C.Z.: 621.74

Îndepartarea retelelor de turnare si a maselotelor pieselor turnate se poate efectua prin rupere, prin aplicarea unor forte dinamice. Folosirea acestui procedeu se întinde de la turnatoriile de fonta cu grafit sferoidal, pentru piese mici, la cele din otel, la care se folosesc metode pentru usurarea efortului la rupere, prin reducerea sectiunii (inele de strangulare etc.).

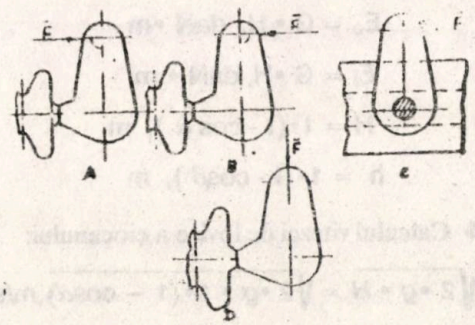


Fig. 1

Moduri de aplicare a fortei de rupere dinamica: A - solicitare de tractiune si încovoiere; B - solicitare de compresiune si încovoiere, C - solicitare de forfecare, încovoiere si torsiune; D - solicitare de forfecare si încovoiere

Application ways for dynamic cut - off force: A - tensile and bending loading; B - compression and bending load; C - shear, bending and twist load; D - shear and bending load

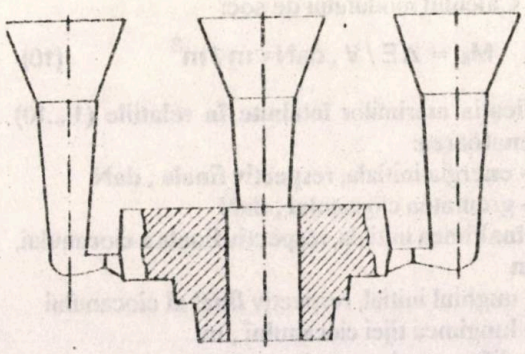


Fig. 2

Piesa turnata pentru experimentarile de rupere a retelelor de turnare si a maselotelor

Test casting for removal of risers and headers

Metoda cea mai folosita este ruperea manuala, separarea fiind efectuata cu ajutorul unor ciocane. Se mai utilizeaza de asemenea cilindrii cu soc, piesele fiind plasate în dispozitive adecvate de prindere.

In cazul acestui procedeu trebuie studiata forma legaturii dintre piese si reteaua de turnare sau maselota, astfel încât sa se localizeze ruperea si sa se evite detasarile ce antreneaza rebuturile, polizarile sau daltuirile ulterioare pentru remaniere.

Pentru ordonarea problemelor legate de îndepartarea prin rupere, dinamic a retelelor de turnare si a maselotelor pieselor turnate, s-a recurs la experimentari pe piese turnate dintr-un aliaj de aluminiu, ATSi12.

Pentru a gasi modul optim de aplicare a fortei pentru ruperea retelelor de turnare si a maselotelor s-a recurs la patru posibilitati de solicitare dinamica (fig.1).

Experientele s-au efectuat pe piesele turnate prezentate în figura 2.

S-a recurs la modelarea prezentata în figura 2 deoarece:

- numarul necesar de piese turnate se reduce de patru ori fata de cazul în care s-ar fi turnat piese cu o singura retea de turnare;
- pe o astfel de piesa se pot efectua toate cele patru moduri de solicitari;
- se elimina astfel, de la un mod de solicitare la altul, diferentele de compozitie a materialului, de structura a piesei turnate si de tensiuni interne, datorate conditiilor diferite de solidificare si de racire.

Pentru calculele teoretice si pentru experimentari s-au utilizat opt tipuri de sectiuni ale alimentatorilor. Aria transversala a alimentatorilor si lungimea acestora sunt constante si egale cu 0,0002 m^2, respectiv cu 0,03m.

Aliajul turnat în piese este un aliaj de aluminiu (ATSi 12) cu urmatoarele proprietati mecanice: limita de curgere 7 daN/mm^2, rezistenta la tractiune 16 daN/mm^2, alungirea 2%.

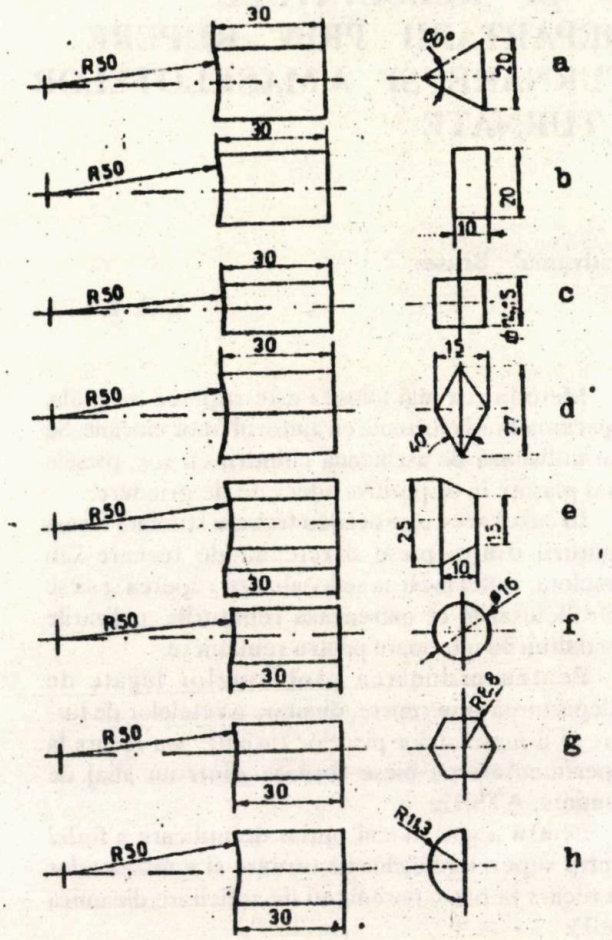


Fig. 3

Tipurile si dimensiunile alimentatorilor studiati: a - sectiune triunghiulara; b - sectiune dreptunghiulara; c - sectiune patrata; d - sectiune rombica; e - sectiune trapezoidala; f - sectiune circulara; g - sectiune hexagonala; h - sectiune semicirculara

Types and sizes of investigated gates (cross - section): a - triangular; b - rectangular; c - square; d - rhombic; e - trapezoidal; f - round;

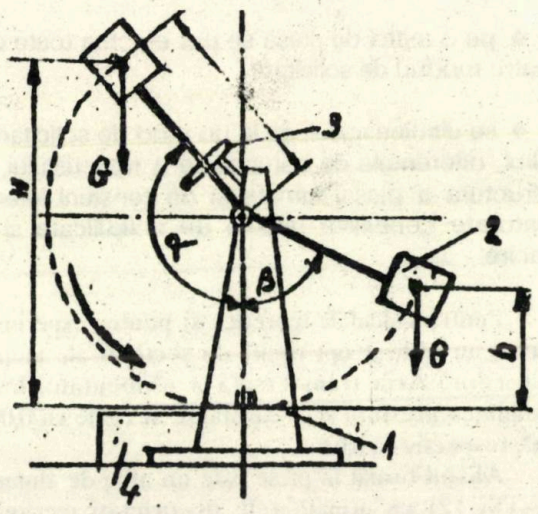


Fig. 4

Ciocanul pendul tip Charpy

Charpy pendulum

Proprietatile tehnologice ale aliajului sunt: proprietati de turnare - bune, prelucrabilitate - suficienta, tendinta de fisurare - mica.

Compozitia acestui aliaj este: 13,5 % Si, 0,5 % Mn, 0,1 % Zn, 0,05 % Mg, 0,05 % Cu, 0,1 % Ni si Al restul %.

Experimentarile pentru îndepartarea retelelor de turnare si a maselotelor pieselor turnate, prin rupere, dinamic s-au desfasurat pentru piese turnate din aliaj de aluminiu ATSi 12, cu patru retele de turnare, pentru opt tipuri de sectiuni transversale ale alimentatorilor, cu sectiunea longitudinala constanta si pentru patru tipuri de solicitari.

Pentru experimentarile de rupere s-a recurs la utilizarea unui ciocan pendul Charpy, la care s-au facut unele mici modificari, pentru a se putea fixa piesele (figura 4).

Formulele de calcul utilizate se dau în cele ce urmeaza:

♦ Calculul energiei de rupere:

$$\Delta E = n.E_o - E_f, daN \cdot m \quad (1)$$

$$E_o = G \cdot H, daN \cdot m \quad (2)$$

$$E_f = G \cdot H, daN \cdot m \quad (3)$$

$$H = l \cdot (1 - \cos\alpha), m \quad (4)$$

$$h = l \cdot (1 - \cos\beta), m \quad (5)$$

♦ Calculul vitezei de lovire a ciocanului:

$$v = \sqrt{2 \cdot g \cdot H} = \sqrt{2 \cdot g \cdot l \cdot (1 - \cos\alpha)}, m/s \quad (6)$$

♦ Calculul energiei cinetice:

$$E_c = m v^2 / 2, daN \cdot m \quad (7)$$

♦ Calculul fortei de lovire a ciocanului:

$$F = E_c / H, daN \quad (8)$$

♦ Calculul modulului de rupere:

$$M_r = \Delta E / A \ (daN \cdot m / m^2) \quad (9)$$

♦ Calculul modulului de soc:

$$M_s = \Delta E / V, daN \cdot m / m^3 \quad (10)$$

Semnificatia marimilor întâlnite în relatiile (1....10) este urmatoarea:

E_o, E_f - energia initiala, respectiv finala , daN

G - greutatea ciocanului , daN

H, h - înaltimea initiala, respectiv finala a ciocanului, m

α, β - unghiul initial, respectiv final al ciocanului

l - lungimea tijei ciocanului , m

ΔE - diferenta de energie, daN•m

g - acceleratia gravitationala, m/s^2

v - viteza de lovire a ciocanului, m/s

E_c - energia cinetica , daN • m

m - masa ciocanului, kg

Tabelul 1

Schematizarea "A"

Nr. de lovituri pana la rupere	Sectiunea	Aria alimentatorului, m^2	Lungime alimentator, m	Volum alimentator, m^3	Greutate ciocan, daN	Lungime pendul, m	Unghiul initial, α^0	cos α	Unghiul final, β^0	cos β	Energia initiala E_0 daN•m	Energia finala E_f daN•m	$\Delta E = E_0 - E_f$ daN•m	Viteza de lovire m/s, v	Energia cinetica E_c daN•m	Forta de lovire F, daN	Modulul de rupere M_r, daNm/m^2	Modulul de soc Ms, daNm/m^3	Loc
1	△	0,0002	0,03	$6\text{-}10^{-6}$	12	0,4	150	- 0,866	76	0,241	8,95	3,643	5,307	3,863	8,953	11,99	26535	884500	2
1	▭								72	0,309	8,95	3,316	5,634				28170	939000	4
2	□								60	0,5	17,9	2,4	15,5				77500	2583333	8
1	◇								63	0,453	8,95	2,625	6,325				31625	1054166	6
1	⏢								73	0,292	8,95	3,398	5,552				27760	925333	3
1	○								69	0,358	8,95	3,081	5,869				29345	978166	5
2	⬡								64	0,438	17,9	2,697	15,03				76015	2505000	7
1	◡								77	0,224	8,95	3,724	5,226				26130	871000	1

Tabelul 2

Schematizarea "B"

ctiu-ca	Nr. de lovituri pana la rupere	Aria alimentatorului, m^2	Lungime alimentator, m	Volum alimentator m^3	Greutate ciocan, daN	Lungime pendul, m	Unghiul initial α	cos α	Unghiul final β	cos β	Energia initiala E_0 daN·m	Energia finala E_f daN·m	$\Delta E = E_0 - E_f$ daN·m	Viteza de lovire m/sv	Energia cinetica E_c daN·m	Forta de lovire F daN	Modulul de rupere M_r, daNm/m^2	Modulul de soc M_s, daNm/m^3	Loc
	1								120	- 0,5	8,95	7,2	1,75				8750	291666	4
	1								128	- 0.615	8,95	7,755	1,195				5975	199166	2
	1								115	- 0,422	8,95	6,828	2,122				10610	353666	5
	1	0.0002	0,03	$6\text{-}10^{-6}$	12	0,4	150	- 0,866	95	- 0,087	8,95	5,218	3,732	3,863	8,953	11,99	18666	662000	7
	1								125	- 0,573	8,95	7,553	1,397				6985	232833	3
	1								115	- 0,422	8,95	6,828	2,122				10610	353666	5
	1								105	- 0,258	8,95	6,042	2,908				14540	484666	6
	1								130	- 0,642	8,95	7,885	1,065				5325	177500	1

Tabelul 3

Schematizarea "C"

Secțiunea	Nr. de lovituri până la rupere	Aria alimentatorului, m^2	Lungime alimentator, m	Volum alimentator, m^3	Greutate ciocan, daN	Lungime pendul, m	Unghiul initial α	cos α	Unghiul final β	cos β	Energia initiala E_0 daN•m	Energia finala E_f daN•m	$\Delta E = E_0 - E_f$ daN•m	Viteza de lovire m/s,v	Energia cinetica E_c daN•m)	Forta de lovire F daN	Modulul de rupere M_r $daNm/m^2$	Modulul de soc Ms $daNm/m^3$	Loc
△	3	0,0002	0,03	$6\text{-}10^{-6}$	12	0,4	150	- 0,866	85	0,087	26,85	4,38	22,47	3,863	8,953	11,99	112350	3745000	5
□	2								88	0,034	17,9	4,63	13,27				66350	2211666	3
⊓	4								40	0,766	35,8	1,123	34,67				173385	5779500	8
◇	3								35	0,819	26,85	0,868	25,98				129910	4330333	6
▱	2								130	- 0,642	17,9	7,881	10,01				50095	1569833	1
○	3								150	- 0,866	26,85	8,956	17,89				89470	2982333	4
⬡	4								135	- 0,707	35,8	8,193	27,60				138035	4601166	7
⬭	2								110	- 0,342	17,9	6,441	11,45				57295	1909833	2

Tabelul 4

Schematizarea "D"

Sectiunea	Nr. de lovituri pana la rupere	Aria alimentatorului, m^2	Lungime alimentator, m	Volum alimentator, m^3	Greutate ciocan, daN	Lungime pendul, m	Unghiul initial α	$\cos\alpha$	Unghiul final β	$\cos\beta$	Energia initiala E_0 daN•m	Energia finala E_f daN•m	$\Delta E = E_0 - E_f$ daN•m	Viteza de lovire m/sv	Energia cinetica E_c daN•m	Forta de lovire F, daN	Modulul de rupere M_r daN•m/m^2	Modulul de soc Ms daN•m/m^3	Loc
	6	0,0002	0,03	$6\text{-}10^{-6}$	12	0,4	150	- 0,866	55	0,573	53,7	2,049	51,65	3,863	8,953	11,99	258255	8608500	4
	6								90	0	53,7	4,8	48,9				244500	8150000	3
	7								110	- 0,342	62,65	6,441	56,20				281045	9368166	5
	10								110	- 0,342	89,5	6,441	83,05				415295	13843166	7
	5								85	0,087	44,75	4,382	40,36				201840	6728000	1
	7								65	0,422	62,65	2,774	59,87				299380	9979333	6
	10								58	0,529	89,5	3,673	85,82				429100	14303333	8
	5								75	0,258	44,75	3,561	41,18				205945	6864833	2

F - forta de lovire a ciocanului, daN
A - aria alimentatorului, m^2
V - volumul alimentatorului, m^3
n - numarul de lovituri pâna la ruperea retelei de turnare sau a maselotei piesei turnate
M_r - modulul de rupere, daN • m/m^2
M_s - modulul de soc, dAN • m/m^3

Cu ajutorul relatiilor (1-10) se calculeaza datele prezentate în tabelele 1,2,3 si 4.

Din tabelele 1,2,3 si 4 se pot observa:

- *numarul de lovituri pâna la rupere în cazul fiecarui tip de solicitare (A,B,C si D)*
- *caracteristicile geometrice ale ciocanului pendul si ale alimentatorilor experimentali*
- *caracteristicile cinematice (viteza v), dinamice (forta F) si energetice (energia initiala E_o, energia finala E_f, diferenta de energie ΔE, modulul de rupere M_r si modulul de soc M_s) ale ciocanului pendul*
- *ordinea sectiunilor alimentatorilor, în sensul cresterii valorii parametrilor energetici.*

Analizând rezultatele din aceste tabele se trag urmatoarele concluzii:

- *modulul de rupere M_r are valori medii ceea ce pune în evidenta o fragilitate medie a aliajului de aluminiu ATSi 12 în stare turnata*
- *modulul de soc Ms care caracterizeaza tenacitatea aliajului prezinta valori în ordine crescatoare pentru solicitarile B,A,C,D*
- *solicitarea care necesita energia cea mai mica este solicitarea b, urmata de a (la care ruperea s-a produs dupa 1-2 lovituri), apoi c (la care ruperea s-a produs dupa 2-4 lovituri) si d (la care ruperea s-a produs dupa 5-10 lovituri)*
- *în cazul solicitatilor b si a ruperea s-a produs lânga piesa, fara resturi, într-un plan perpendicular pe axa alimentatorilor*
- *în cazul solicitarii c ruperea s-a produs într-un plan la 45° fata de axa alimentatorilor, cu resturi cuprinse între 2-9 mm*
- *sectiunea cea mai favorabila a fost cea semicirculara, urmata de cea dreptunghiulara si trapezoidala*
- *valorile minime si maxime ale diferentei de energie ΔE, modulul de rupere M_r si ale modulului de soc M_s pentru cele patru moduri de solicitari se afla în urmatoarele rapoarte (solicitarea b s-a considerat unitara):*

- diferenta de energie ΔE	solicitarea A	B	C	D
1 - valoarea minima, %	490	100	939	3789
2 - valoarea maxima, %	415	100	928	2299
- modulul de rupere M_r	490	100	940	3790
1 - valoarea minima, %	490	100	940	3790
2 - valoarea maxima, %	415	100	928	2298
- modulul de soc M_s				
1 - valoarea minima, %	490	100	940	3790
2 - valoarea maxima, %	390	100	873	2160

Analizând procentele prezentate mai sus se observa o apropiere foarte mare a rezultatelor, intervalele de variatie a valorilor procentuale prezentând diferente mici.

STUDIU METALOGRAFIC ASUPRA UNEI PIESE ÎN VEDEREA STABILIRII CAUZELOR PRIVIND APARITIA GRAFITULUI LAMELAR ÎN ZONA DE SUPRAFATA A PIESELOR DIN FGN

Ing. Valer Micle, sef de lucrari - Universitatea Tehnica Cluj-Napoca

C. Z.: 669.017

Studiul s-a realizat în colaborare cu C. T. I. F. Sèvres (Franta) pe o piesa turnata la Societé FOCAST (Franta) din fonta cu grafit nodular, dupa ce în prealabil au fost facute unele analize metalografice si chimice la C. T. I. F. Sèvres.

In tabelul 1 este prezentata compozitia chimica a fontei, rezultata în urma analizelor efectuate.

Tabelul 1

C	Si	Mn	S	P	Mg	Cu	Ni	Cr	Mo
3,31	3,50	0,12	<0,005	0,045	0,077	≤0,01	0,51	≤0,01	< 0,01
Ce	Sn	Te	Se	Pb	Bi	Sb	As	Al	Ti
< 0,0005	<0,005	<0,0005	<0,001	0,0006	-	0,0006	0,007	0,02	<0,01

Analizele metalografice care au fost facute în prealabil la C. T. I. F. au indicat prezenta zonelor cu grafit degenerat, presupunându-se ca acestea s-ar datora utilizarii accidentale a unor materiale continând elemente nedorite pentru fontele cu grafit nodular. Analizele chimice, efectuate cu multa grija, au aratat ca elementele susceptibile de a perturba formarea grafitului ramân la un nivel mult inferior limitelor critice admise. De asemenea, cercetându-se elementele Pb, B, Sb, As în zonele cu grafit degenerat cu ajutorul microsondei, bismutul n-a fost identificat iar plumbul, stibiul si arsenul au fost localizate în matrice, în mici zone negre constituite dintr-un amestec de grafit, incluziuni de zgura si localizate în zonele de sfârsit de solidificare. Se poate spune ca elementele susceptibile în formarea grafitului degenerat nu sunt prezente în zonele cu grafit degenerat decât în cantitati infinitezimale.

Pregatirea esantioanelor pentru analiza metalografica

Având în vedere faptul ca nu au rezultat unele concluzii privind aparitia grafitului degenerat în zonele superficiale ale piesei respective, piesa reprezentata în figura 1 a fost decupata, conform planelor de sectionare reprezentate în figura, în vederea realizarii unui studiu metalografic asupra esantioanelor, si a unor încercari la tractiune. Planele de sectionare au fost alese în asa fel încât sa se poata evidentia în studiul metalografic zonele de suprafata ale piesei turnate (zonele de contact dintre piesa-forma, zonele de contact dintre piesa-miez), atât zonele cu pereti grosi cât si zonele cu pereti subtiri ale piesei.

Analiza metalografica a esantioanelor

Cele zece esantioane pentru analiza metalografica dupa polizare clasica au fost observate la microscopul optic LEITZ. Caracterizarile au fost efectuate fara atac. Fotografiile au fost luate pe placa 13 x 18 cm.

Rezultatele analizelor metalografice în zona de suprafata a esantioanelor sunt prezentate în tabelul 2. Caracterizarea metalografica a esantioanelor s-a facut în conformitate cu normele [1], [2]. Spre centrul esantioanelor grafitul este nodular. Microfotografiile aferente zonei de suprafata pentru esantioanele 1, 4, 8, 10, fara atac, X 100 sunt prezentate în figurile 2 - 5.

Concluzii

♦ Analizele chimice efectuate asupra fontei din care a fost turnata piesa nu semnaleaza nici un element asa-zis nociv, care sa depaseasca continutul admis si care ar putea contribui la formarea grafitului degenerat în zona de suprafata a piesei

Tabelul 2

Numarul esantionului	Zona de suprafata studiata	Grosimea perturbata, mm	Observatii
1	Zona de suprafata piesa - forma	0,12	S-a constatat existenta grafitului pseudolamelar, formele III si IV
2	Zona de suprafata piesa - forma	0,12	Grafit nodular si grafit pseudolamelar, formele II si III
3	Zona de suprafata piesa - miez	0,12	Grafit nodular si grafit pseudolamelar, formele II si III
4	Zona de suprafata piesa - miez	0,18	Grafit pseudolamelar, formele II si III, pe o adâncime de 4 mm, în anumite zone de suprafata
5	Zona de suprafata piesa - miez	0,15	Grafit nodular cu pseudolamele de formele III si IV
6	Zona de centru a piesei	-	Grafit nodular cu pseudolamele de formele III si IV
7	Zona de suprafata piesa - forma	0,4	Zone cu grafit lamelar de forma I. Zone cu incl. de zgura, grafit lamel. (pe o adânc. 1mm)
8	Zona de suprafata piesa - miez	0,15	Grafit pseudolamelar, forma III
9	Zona de suprafata piesa - miez	0,37	Grafit pseudolamelar, forma III
10	Zona de suprafata piesa - miez	0,25	Grafit pseudolamelar, forma III, grafit lamelar de forma I într-o anumita zona - adâncime 0,65 mm

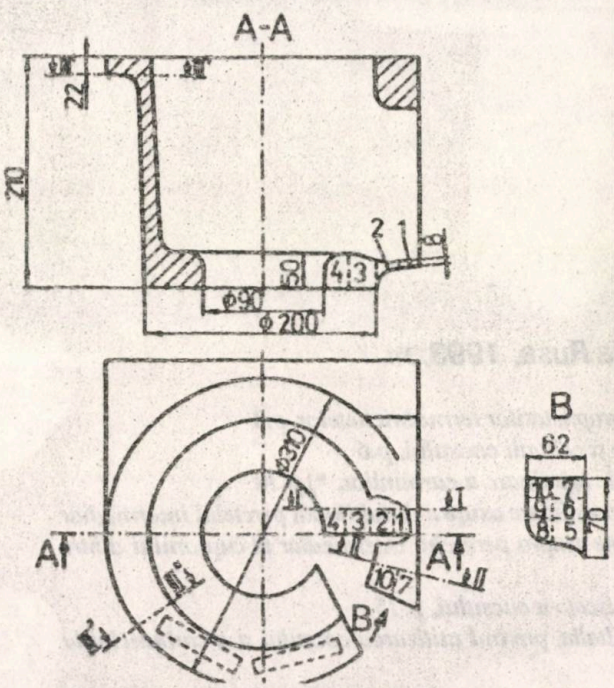


Fig. 1

Dimensiunile piesei si plancle de decupare
I - I plan de decupare pentru esantioanele 1, 2, 3, 4;
II - II plan de decupare pentru esantioanele 5.....10;
III - III plan de decupare pentru epruvetele de tractiune
Casting size and section I - I section for sampies 1, 2, 3, 4;
II - II section for sampies 1, 2, 3, 4;
III - III section for tensile test pieces;

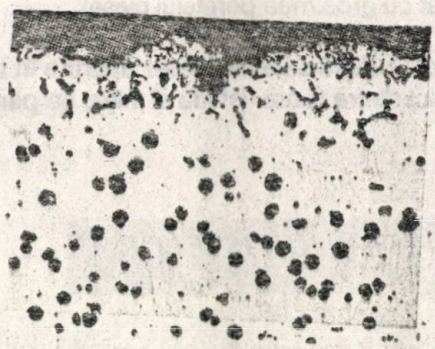


Fig. 2

Esantionul 1. Structura metalografica, zona de contact piesa-forma, X 100
Sample 1. The structure in casting - mould contact zone, X 100

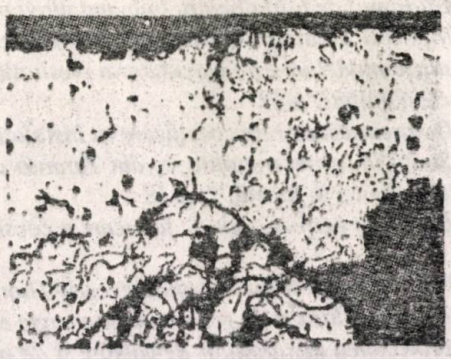


Fig. 3

Esantionul 4. Structura metalografica, zona de contact piesa-miez, X 100
Sample 4. The structure in casting- core contact zone, X 100.

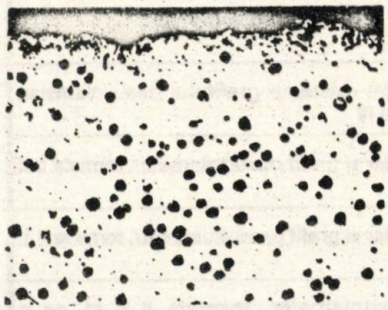


Fig. 4
Esantionul 8. Structura metalografica, zona de contact piesa-miez, X 100
Sample 8. The structural in casting - core contact zone, X 100.

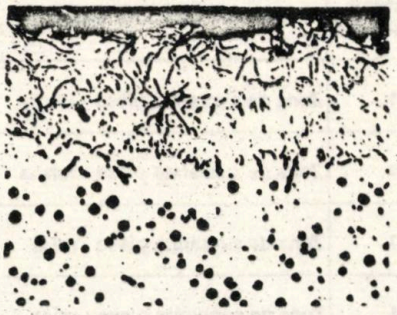


Fig. 5
Esantionul 10. Structura metalografica, zona de contact piesa-miez, X 100
Sample 10. The structure in casting - core contact zone; x 100

◆ Studiul metalografic arata ca în zona superficiala a esantioanelor (zona de contact piesa - forma sau piesa - miez) apare o zona cu grafit degenerat (pseudolamelar sau lamelar) pe o adâncime de aproximativ 12 mm (în zonele cu pereti subtiri ale piesei) si pe o adâncime de pâna la 0,4 mm (în zonele cu pereti grosi ale piesei); se constata cresterea grosimii stratului cu grafit degenerat cu grosimea peretelui piesei.

◆ Zonele superficiale ale piesei, aparute în urma contactului dintre fonta lichida si miez, se pare ca sunt mai afectate de degenerescenta grafitului atât în ceea ce priveste grosimea stratului cât si forma grafitului.

BIBLIOGRAFIE

[1] NF A32-100 - *Designation de la microstructure du graphite dans la fonte. Julie, Paris, 1967*
[2] *Atlas métalographique des fontes.* Editions techniques des industries de la fonderie. Paris, 1980

REVISTA REVISTELOR

Koks i himlia, *Federatia Rusa, 1993, nr.1*

- Influenta compozitiei petrografice a carbunilor asupra proprietatilor termobrichetelor, p.3
- Influenta oxidarii carbunilor asupra aglutinarii acestora si calitatii cocsului, p.6
*- Gudronul de huila pentru îmbunatatirea proprietatilor de aglutinare a carbunilor, *),p.10*
- Influenta încarcarii-descarcarii în serie a cuptorului de cocsificare asupra durabilitatii peretelui intermediar de încalzire-modelarea pe calculator a presiunii necompensate asupra peretelui intermediar al cuptorului dintre camerele alaturate, p.12
- Dotarea sectiilor de cocsificare cu instalatii de stingere uscata a cocsului, p.15
*- Strategia uzinei metalurgice din Taranto a firmei Ilva, Italia, privind utilizarea cocsului si a carbunelui la elaborarea fontei în furnal, *) p.18*
*- Procedeu perfectionat de fabricare a cocsului în cuptoare cu pereti cu conductibilitate termica ridicata, *) p.20*
*- Fabricarea cocsului în cuptoare Jevell-Thompson fara captarea produselor chimice rezultate de la cocsificare, cu utilizarea caldurii si cu generarea de energie electrica, *) p.23*
*- Proiectarea instalatiilor de captare si de prelucrare a produselor chimice rezultate de la cocsificare pentru conditii nestandardizate de exploatare, *) p.34*
- Estimarea emanatiilor din neetanseitatile armaturii pentru emetizarea cuptoarelor de cocsificare, p.39
*- Aspecte ecologice ale procesului de stingere uscata a cocsului, *) p.43*

*) dupa materialele celui de al II-lea Congres International pentru Industria cocsochimica, Londra, 1992

INFLUENTA TEMPERATURII ASUPRA DUCTILITATII SI TENACITATII UNOR OTELURI TERMOREZISTENTE

Ing. Pavel Tripa, sef de lucrari, Universitatea Tehnica Timisoara

C. Z.: 669. 15'.3

În lucrarea [2] s-au prezentat unele rezultate obtinute asupra aprecierii ductilitatii si tenacitatii, la temperatura normala ($\simeq 20^0$ C), a trei marci de otel termorezistent: 12 H1MF, CSN15128, X20CrMoV121. Aceste oteluri sunt mult folosite în confectionarea conductelor de abur (viu si intermediar) din cerntralele termoelectrice românesti.

Deoarece conductele de abur din centralele termoelectrice functioneaza în regim de temperatura ridicata (540... 550^0 C), concluziile rezultate în urma cercetarilor la temperatura normala nu pot oferi singure informatii concludente asupra ductilitatii sau tenacitatii otelului din care sunt confectionate conductele. Din acest motiv, a fost necesar un studiu la temperatura ridicata asupra ductilitatii si tenacitatii acestor oteluri.

In lucrare se prezinta rezultatele obtinute în urma cercetarilor efectuate la temperatura ridicata asupra caracteristicilor elastice si mecanice, pe baza carora se poate aprecia ductilitatea si tenacitatea otelurilor. S-au studiat aceleasi trei marci de otel termorezistent care au fost studiate si la temperatura normala: 12H1MF, CSN15128, X20CrMoV121.

Confectionarea epruvetelor si programul de cercetare sunt cele prezentate în lucrarea [2]. Materialul cercetat a rezultat din conducte neutilizate, iar cercetarile au cuprins intervalul de temperatura 500... 580^0 C, interval ce acopera domeniul de functionare normala al conductei.

Caracteristicile elastice si mecanice de apreciere a comportarii otelurilor studiate s-au determinat atât în regim static cât si dinamic.

Încercari statice

Încercarile în regim static de solicitare au avut ca scop determinarea urmatoarelor caracteristici elastice si mecanice ale otelurilor: diagrama caracteristica la tractiune ($(\sigma - \varepsilon)$), alungirea la rupere (A_5), gâtuirea la rupere (Z), limita de curgere conventionala ($R_{po,2}$), rezistenta la rupere (R_m) si raportul $R_{po,2}/R_m$. Pe baza acestor caracteristici se poate aprecia ductilitatea si tenacitatea otelurilor.

Variatia cu temperatura a principalelor caracteristici elastice si mecanice, pentru cele trei marci de otel termorezistent studiate, este prezentata în figurile 1 - 6.

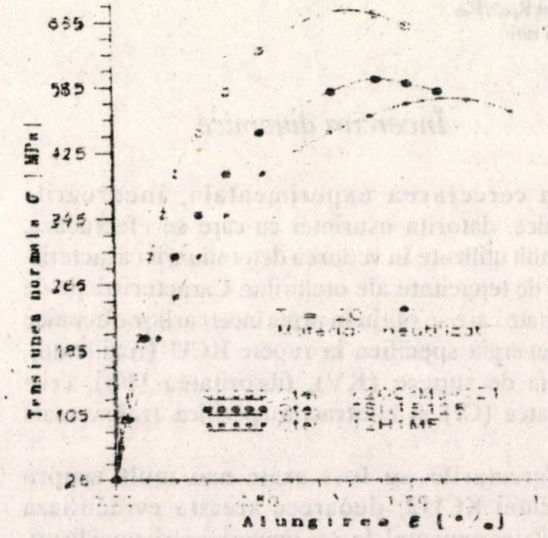


Fig. 1
Diagrama caracteristica la tractiune ($\sigma - \varepsilon$)
Tensile strain - stress diagram ($\sigma - \varepsilon$)

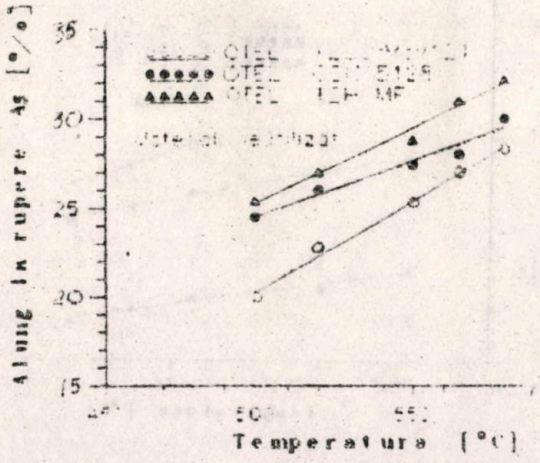


Fig. 2
Alungirea la rupere (As)
Ultimate elongation

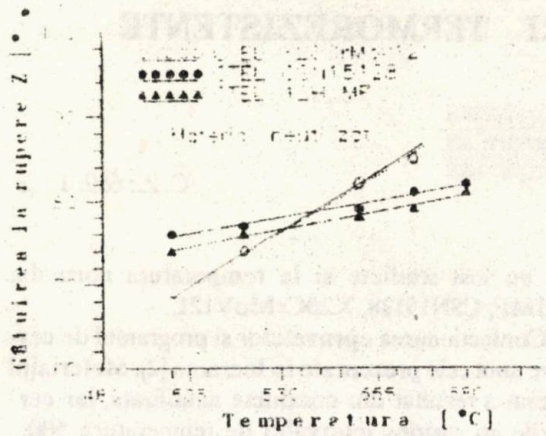


Fig. 3
Gâtuirea la rupere (Z)
Ultimate area reduction

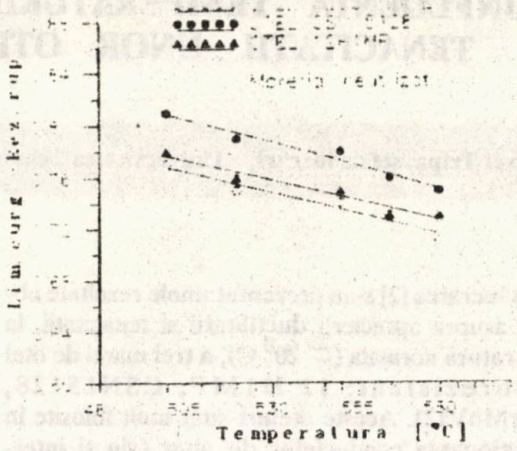


Fig. 5
Rezistenta la rupere (R_m)
UTS

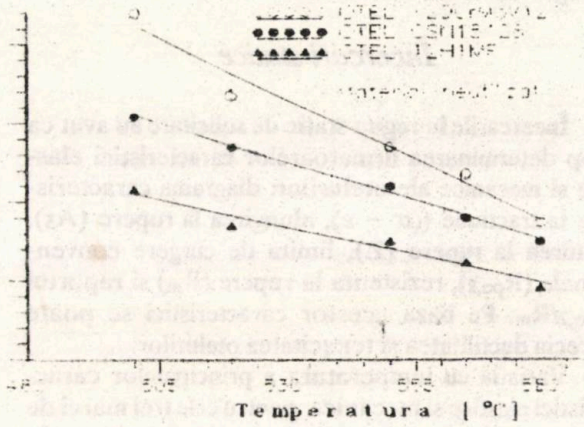


Fig. 4
Limita de curgere conventionala ($R_{po,2}$).
0,2 Proof Stress

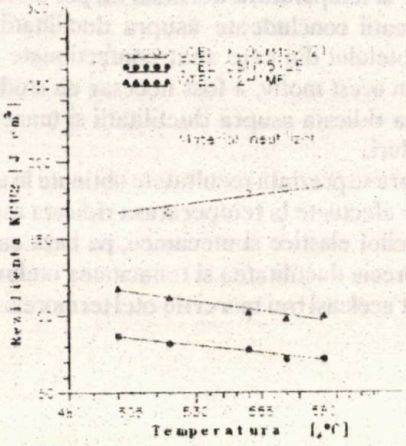


Fig. 6
Raportul $R_{po,2}/R_m$
PS/UTS ratio

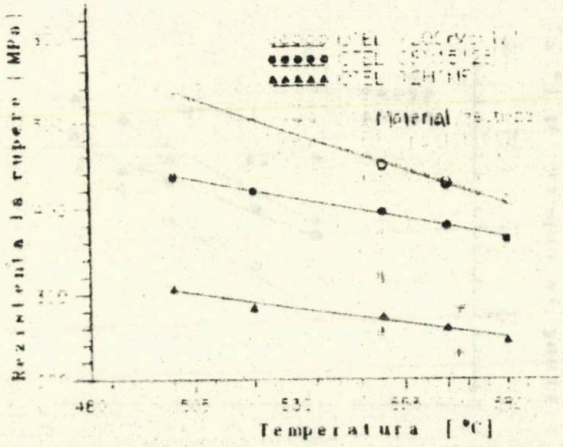


Fig. 7
Rezilienta (KCU2)
Impact strength (KCU2)

Încercari dinamice

În cercetarea experimentala, încercarile dinamice, datorita usurintei cu care se efectueaza, sunt mult utilizate în vederea determinarii caracteristicilor de tenacitate ale otelurilor. Caracteristicile de tenacitate care se obtin în urma încercarilor dinamice sunt: energia specifica la rupere KCU (rezilienta), energia de rupere (KV), fibrozitatea (Fb), cristalinitatea (Cr) si contractia specifica transversala (T).

Cercetarile au fost axate mai mult asupra rezilientei KCU2, deoarece aceasta evidentiaza capacitatea unui otel de a se opune initierii unei fisuri, lucru deosebit de important în cazul conductelor de abur din centralele termoelectrice.

In figura 7 se prezinta variatia energiei specifice la rupere KCU2 în functie de temperatura de încercare, pentru cele trei marci de otel studiate, iar în figura 8, variatia lui KV pentru otelul X20CrMoV121.

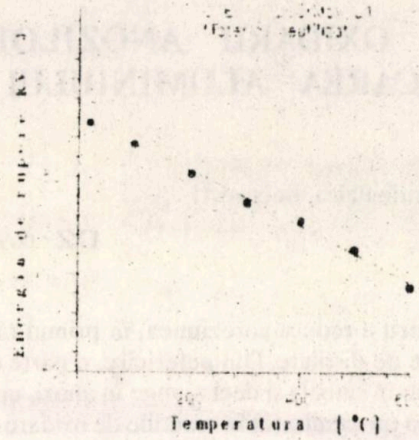


Fig. 8
Energia de rupere (KV)
Fracture energy (KV)

Concluzii

Analizând caracteristicile elastice si mecanice determinate în regim static de solicitare, se desprind urmatoarele rezultate:

- *diagrama caracteristica la tractiune $\sigma-\varepsilon$ (fig. 1) arata ca pentru toate otelurile studiate tenacitatea acestora scade cu cresterea temperaturii;*

- *alungirea la rupere (fig. 2) si gâtuirea la rupere (fig. 3) arata o crestere a ductilitatii cu cresterea temperaturii. Alungirea la rupere indica otelul 12H1MF ca având tenacitatea cea mai mare, iar caracteristica mecanica Z indica otelul X2OCrMoV121 ca având cea mai buna tenacitate;*

- *limita de curgere conventionala (fig. 4) si rezistenta la rupere (fig. 5) indica o crestere a ductilitatii cu cresterea temperaturii. Ambele caracteristici indica aceeasi ordine de ierarhizare a otelurilor din punct de vedere al ductilitatii si tenacitatii lor. Cu cât raportul $R_{po,2}/R_m$ (fig. 6) se apropie mai mult de valoarea unitara, cu atât ductilitatea acelui otel este mai mica. Se poate constata o crestere a ductilitatii otelurilor cu cresterea temperaturii, însa, dupa acest criteriu, cea mai buna ductilitate o prezinta tot otelul 12H1MF.*

Analizând caracteristicile de tenacitate determinate în regim dinamic, se desprind urmatoarele constatari:

- *rezilienta KCU2 (fig. 7) indica o usoara crestere a tenacitatii cu cresterea temperaturii pentru otelul X2OCrMoV121, iar pentru celelalte oteluri o micsorare a tenacitatii cu cresterea temperaturii. Pentru acelasi otel, energia de rupere KV (fig. 8) indica micsorarea tenacitatii cu cresterea temperaturii.*

Se observa ca nu toate caracteristicile determinate duc la aceeasi concluzie cu privire la ductilitatea si tenacitatea otelurilor studiate. Chiar si în situatia aceleiasi concluzii, ierarhizarea otelurilor din punct de vedere al ductilitatii sau tenacitatii acestora este diferita.

Pentru aprecierea comportarii unui otel privind ductilitatea sau tenacitatea sa, trebuie utilizate cât mai multe caracteristici si sub nici un motiv sa nu se traga concluzii pe baza unei singure caracteristici sau a unui numar redus de caracteristici elastice si mecanice.

BIBLIOGRAFIE

[1] **Tripa P.** *Contributii la aprecierea tenacitatii unor oteluri termorezistente la temperatura normala si ridicata.* Referat de doctorat, Timisoara, decembrie 1993

[2] **Tripa P.** *Cercetari asupra ductilitatii si tenacitatii la temperatura normala a unor oteluri termorezistente.* Revista Metalurgia (în curs de aparitie)

[3] Studiu privind controlul starii materialului unor conducte de abur din centralele termoelectrice. Contracte de cercetare între ICEMENERG Bucuresti si Universitatea Tehnica Timisoara, 1986...1992

[4] Colectia STAS: Incercari de materiale la temperaturi ridicate

INFLUENTA IMPURITATILOR ASUPRA OXIDARII ANOZILOR DE CARBUNE FOLOSITI LA FABRICAREA ALUMINIULUI

Dr.chim. Ioan Galasiu , dr.chim. Rodica Galasiu, Institutul de chimie fizica, Bucuresti

C.Z.: 669.71

Consumul de anozi de carbune folositi la fabricarea aluminiului depinde de mai multi factori, printre care porozitatea lor [1], temperatura de calcinare a cocsului si temperatura de coacere a anozilor [2] sunt printre cei mai importanti.

Puritatea cocsului de petrol este una din proprietatile cele mai importante ale sale. Din cauza dificultatilor legate de criza petrolului, tendinta actuala este de a se folosi cocs cu mai mult sulf si mai multe impuritati metalice. Câteva impuritati influenteaza oxireactivitatea si carboxireactivitatea carbunelui, ducând la un consum sporit de anozi. Recent, a fost publicat un articol de sinteza despre influenta impuritatilor asupra reactivitatii anodului [3]. Este bine stabilit faptul ca V si Ni catalizeaza oxidarea în aer a carbunelui, în timp ce Na si Fe catalizeaza reactia carbonului cu CO_2. Catalizatori mai slabi pentru aceste reactii sunt: Si, Li, Cu, Ag, Mn, Co, Pt. Totusi este destul de greu de stabilit exact care este influenta unui metal din cauza prezentei si a altor impuritati. Au fost folositi si alti aditivi pentru a îmbunatati performantele anozilor ca: AlF_3, B_2O_3, SiO_2 si compusi cu fosfor, care se cunoaste ca inhiba reactia de oxidare a carbonului [3].

Pe de alta parte, în timpul producerii smoalei, se adauga la aceasta cantitati controlate de soda pentru a neutraliza ionii de clor prezenti. Aceasta este necesar pentru a reduce coroziunea, în primul rând în instalatiile de distilare. Din nefericire, o parte din sodiu ramâne în smoala si deci ajunge în anozi, unde actioneaza ca un catalizator în reactiile de oxidare ale anozilor, marind consumul net al acestora.

Sodiul este de asemenea introdus în anod prin resturile de anozi partial curatite, dar impregnate cu criolit. Concentratia de sodiu este aici mult mai mare si dupa unii autori se pare ca este mai daunator decât sodiul din smoala. Alti autori afirma, din contra, ca sodiul din smoala este mai daunator, deoarece acesta accentueaza tendinta de oxidare selectiva a carbunelui de smoala cu dezintegrarea anodului si formarea de spuma de carbune în celulele de electroliza.

Deoarece activitatea catalitica a sodiului depinde nu numai de forma lui chimica (Na_2CO_3, Na_2O, NaCl) în cocsul de smoala, sau Na_3AlF_6 din resturile de anozi, si de distributia lui în masa anodului, se creeaza o multime de confuzii atunci când se studiaza activitatea catalitica a sodiului în anozi.

Efectul sodiului asupra reactiilor de oxidare ale anozilor de carbune

Este greu de delimitat influenta unei anumite impuritati asupra oxidabilitatii anozilor de carbune, deoarece acestia contin mai multe impuritati care au de obicei un efect catalitic combinat asupra acestor reactii. Dat fiind faptul ca sodiul este totdeauna prezent în anozi si în plus, se pare ca are un efect catalitic foarte pronuntat, vom insista asupra acestui subiect, având în vedere importanta economica mare a scaderii consumului de anozi la fabricarea aluminiului.

Müftüoglu si Øye [4] au studiat efectul adaugarii de Na_2CO_3 asupra vitezelor reactiilor de oxidare în aer si în CO_2 a anozilor, iar rezultatele sunt date în figura 1.

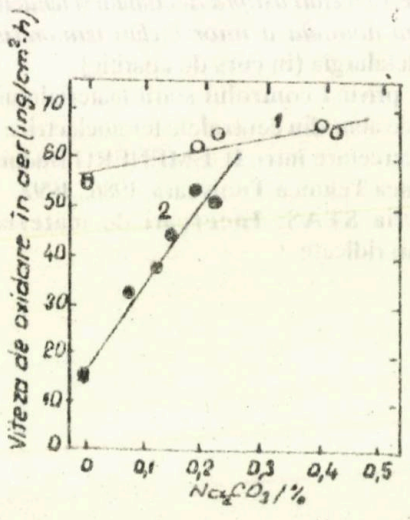


Fig. 1

Efectul Na_2CO_3 asupra reactivitatii anodului în aer (1) si în CO_2 (2)

Na_2CO_3 effect on anode reactivity in air (1) and CO_2 (2)

Ecuatiile celor doua drepte gasite de Müftüoglu si Øye [4] sunt:

$$R_{aer}\ (la\ 530^0C) = 56,7 + 26(Na_2CO_3\%) \qquad (1)$$

cu coeficientul de corelare r = 0,94

$$R_{CO_2}\ (la\ 948^0C) = 17,05 + 174,5(Na_2CO_3\%) \qquad (2)$$

cu coeficientul de corelare r = 0,98

Na_2CO_3 catalizeaza ambele reactii; totusi, în timp ce efectul catalitic al Na_2CO_3 asupra oxireac-

tivitatii este destul de mic, asupra carboxireactivitatii este de circa sapte ori mai mare. Autorii sustin ca sodiul are o influenta asupra reactivitatii carbonului mult mai mare decât alte elemente. Diferenta mare de actiune a Na_2CO_3 fata de cele doua reactii de oxidare (cu aer si CO_2) este de crezut ca se datoreaza diferentei de comportare a Na_2CO_3 la cele doua temperaturi. S-au propus mai multe mecanisme care sa explice actiunea catalitica a carbonatilor alcalini asupra reactiilor de oxidare ale carbonului. In afara mecanismului electrochimic, Na_2CO_3 sufera o disociere termica [5],[6]. Pentru reactia de oxidare cu CO_2, datorita temperaturilor relativ ridicate, cel mai probabil este formarea sodiului metalic conform reactiei:

$$Na_2CO_{3(s,1)} + 2\,C_{(s)} = 2\,Na_{(g)} + 3\,Co_{(g)} \quad (3)$$

Constanta de echilibru pentru reactia (3) este circa $4 \cdot 10^{-7}$ la 927^0C, care pare sa dea o presiune semnificativa a vaporilor de sodiu metalic, depinzând si de presiunea CO. Vaporii de metal alcalin au fost detectati la oxidarea catalitica a grafitului cu CO_2 la temperaturi de 1000^0C [5]. Deoarece vaporii de sodiu sunt foarte reactivi, formarea lor este urmata rapid de alte reactii care închid ciclul catalitic:

$$2Na_{(g)} + CO_{2(g)} = Na_2O_{(s)} + CO_{(g)} \quad (4)$$

$$Na_2O_{(s)} + CO_{2(g)} = Na_2CO_{3(s,1)} \quad (5)$$

Ambele reactii sunt favorizate termodinamic la temperaturile din celula de electroliza.

In cazul reactiei de oxidare în aer, datorita temperaturii mai joase la care are loc (sub 600^0C), presiunea vaporilor de sodiu metalic rezultati din reactia (3) este insignifianta, deoarece constanta de echilibru este doar $4 \cdot 10^{-24}$ la 527^0C. In acest caz se poate lua în considerare disocierea Na_2CO_3 dupa reactia (6), care este totusi foarte putin probabila la aceasta temperatura:

$$Na_2CO_{3(s)} = Na_2O_{(s)} + CO_{2(g)} \quad (6)$$

Totusi, asa cum a fost sugerat **Mc Kee** si **Chatterji** [5], poate avea loc o intensificare a disocierii carbonului în prezenta carbonului si oxigenului, ca un rezultat al urmatoarelor reactii:

$$2\,Na_2O_{(s)} + O_{2(g)} = 2\,Na_2O_{2(l)} \quad (7)$$

$$Na_2O_{2(l)} + C_{(s)} = 2\,Na_2O_{(s)} + CO_{2(g)} \quad (8)$$

Aceste reactii pot explica slabul efect catalitic observat experimental.

Smith si colaboratorii [7], masurând carboxireactivitatea anozilor, au constat ca aceasta se coreleaza cu asa-numitul sodiu în exces, compus din Na_2CO_3 si Na_2O (exces de la neutralizarea smoalei) si nu cu sodiu total, care cuprinde si NaCl. Acest asa-numit sodiu în exces se gaseste de obicei în proportie de 50 - 800 p.p.m. Rezultatele pentru carboxireactivitate si temperatura de aprindere sunt date în figurile 2 si 3. Aceste rezultate sunt confirmate de cele ale lui Alscher[8], care a aratat ca sodiul aflat în anozi sub forma de NaCl influenteaza mai putin reactivitatea anozilor decât excesul de sodiu sub forma de oxid sau carbonat.

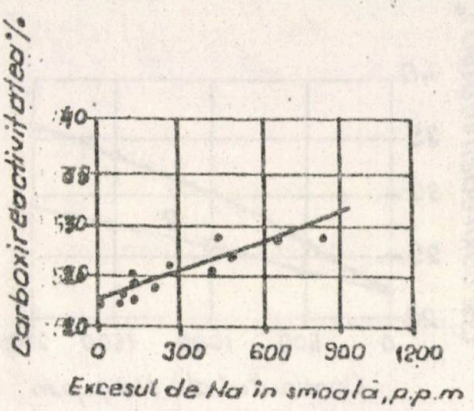


Fig. 2
Influenta sodiului în exces asupra carboxireactivitatii anozilor
Surplus Na effect on anode carboxireactivity

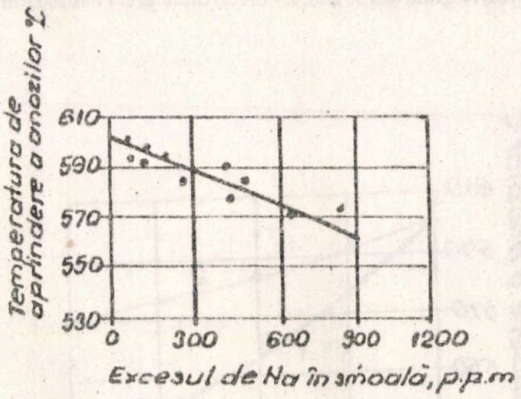


Fig. 3
Influenta sodiului în exces asupra temperaturii de aprindere a anozilor
Surplus Na effect on anode ignition temperature

Datele din literatura de specialitate [7] arata ca sodiul care se afla în resturile de anozi se gasesc în cantitate de 806 ± 803 p.p.m. Na (sub forma de fluoruri). Examinând distributia dupa marime a particulelor de electrolit, s-a gasit ca acestea sunt de ordinul de marime al fractiei fine de carbune. Rezultatele masuratorilor [7] de carboxireactivitate si de temperatura de aprindere a anozilor în functie de concentratia de sodiu si de marimea particulelor de electrolit sunt date în figurile 4 si 5.

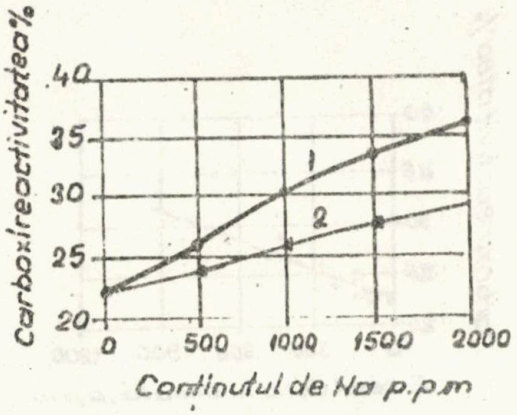


Fig. 4

Influenta continutului de Na sub forma de pulbere de electrolit asupra carboxireactivitatii anozilor: 1 - marimea medie a granulelor de electrolit 50 μm; 2 - marimea medie a granulelor de electrolit 200 μm

Electrolyte powder Na effect on anode carboxireactivity:
1 - electrolyte grain has 50 μm; 2 - electrolyte grain has 200 μm

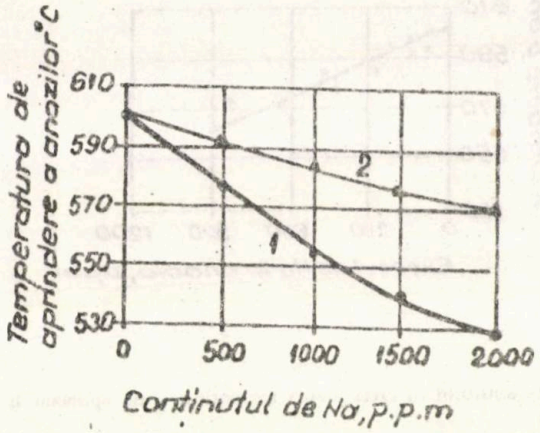


Fig. 5

Influenta continutului de Na sub forma de pulbere de electrolit asupra temperaturii de aprindere a anozilor: 1 - marimea medie a granulelor de electrolit 50 μm; 2 - marimea medie a granulelor de electrolit 200 μm

Electrolyte powder Na effect on anode ignition temperature:
1 - electrolyte grain has 50 μm; 2 - electrolyte grain has 200 μm

Este demn de notat faptul ca particulele fine de electrolit cu continut de Na au acelasi efect cu sodiul de smoala. Daca se folosesc particule mai mari de electrolit, activitatea lor catalitica scade cu mai mult de 50% ceea ce arata importanta distributiei uniforme a catalizatorului în masa anodului.

Pe lânga cele de mai sus, nu trebuie uitat faptul ca activitatea catalitica a sodiului depinde si de natura cocsului (exista cocs sensibil sau insensibil la actiunea sodiului) si, de asemenea, de natura smoalei. **Müftüoglu, Thonstad** si **Øye** [9] au masurat con-

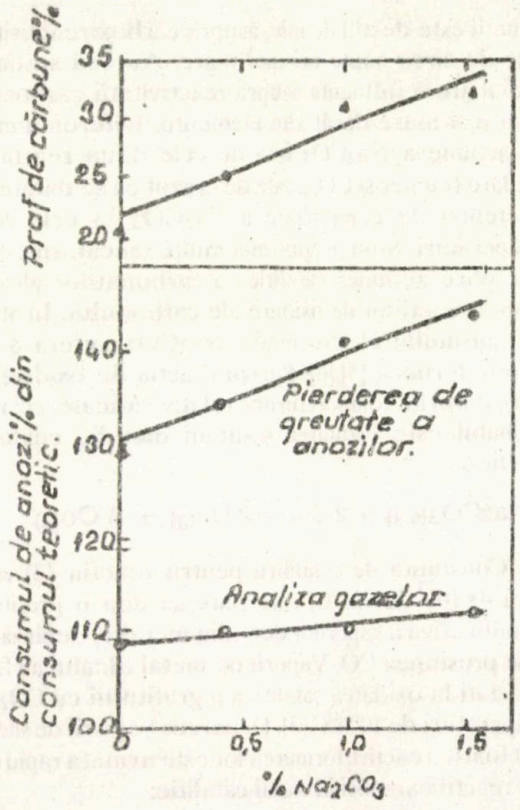


Fig. 6

Efectul impregnarii cu Na_2CO_3 asupra consumului de carbon si asupra formarii spumei de carbune

Na_2CO_3 impregnation effect on C consumption and on formation of C foam

sumul de anozi la electroliza în laborator a topiturilor criolit - alumina pe anozi impregnati cu Na_2CO_3, prin doua metode, si anume prin analiza gazelor anodice si prin pierderea în greutate a anodului. Rezultatele sunt date în figura 6. Cresterea consumului de carbon cu continut de Na_2CO_3, calculat din datele de analiza a gazelor, arata cresterea carboxireactivitatii, confirmând datele altor autori prezentate anterior. Totusi, cresterea consumului datorita reactiei dintre C si CO_2 nu este atât de mare pe cât ar fi de asteptat. Aceasta din cauza ca, în timpul electrolizei, reactia între C si CO_2 are loc în structura poroasa a anodului, unde faza gazoasa este un amestec de CO si CO_2. Presiunea partiala a CO în faza gazoasa din interiorul porilor poate sa fie mai mare decât în gazele degajate la anod. Viteza reactiei dintre C si CO_2 este puternic influentata de presiunile partiale ale CO_2 si CO, asa cum au demonstrat **Farr - Wharton** [10] si **Alam** si **Debroy** [11].

Cresterea consumului de carbune odata cu cresterea continutului de Na_2CO_3 determinata din pierderea de greutate a anodului este mai mare decât aceeasi pierdere determinata din analiza gazelor, indicând o crestere a cantitatii de spuma de carbune. Diferenta între aceste doua curbe este aratata în figura 6 ca o crestere a cantitatii de spuma de carbune. Deoarece porii sunt în special concentrati în carbunele de smoala, iar Na_2CO_3 patrunde în special în

pori (deoarece anodul se impregneaza cu solutie de Na_2CO_3), cresterea vitezei de oxidare a carbonului se face prin marirea oxidarii selective a carbunelui de smoala. Acest lucru explica rezultatele de mai sus. Totusi, este interesant de retinut faptul ca marirea consumului de carbune datorita reactiei de oxidare a lui cu CO_2 este mai mica decât cresterea consumului datorita spumei de carbune.

Houston si Øye [12] au colectat probe de anozi industriali si au masurat carboxireactivitatea si cantitatea de praf de carbune obtinuta în timpul acestei reactii în functie de continutul de sodiu din carbune, iar rezultatele sunt date în figura 7.

Cu ajutorul acestor date, autorii au obtinut ecuatiile acestor dependente, care sunt urmatoarele:

$$R_{CO_2} = 12,3 + 297/Na/\% \quad (9)$$

cu coeficientul de corelare r = 0,866

$$\text{Cantitatea de praf, \%} = 6,0 + 136/Na/\% \quad 10)$$

cu coeficientul de corelare r = 0,845

Praful de carbune consta în principal în particule de cocs deoarece oxidarea are loc în special pe portiunile formate din carbune de smoala sau la interfata carbune de smoala/cocs. Întrucât tendinta de a obtine praf de carbune creste odata cu continutul de Na, aceasta sugereaza faptul ca Na este continut în special

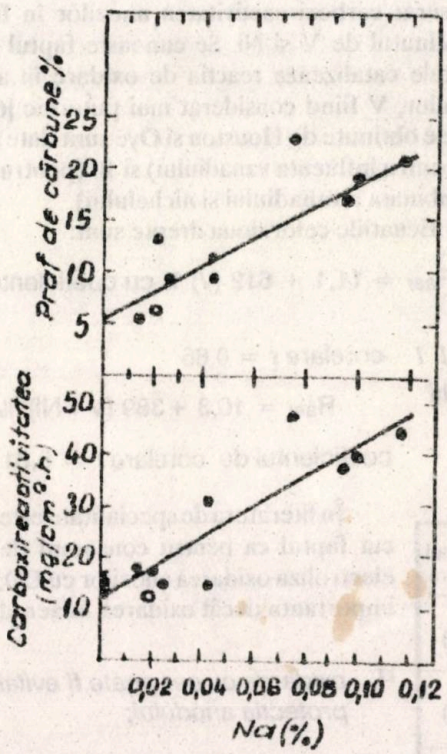


Fig. 7

Carboxireactivitatea anozilor si cantitatea de praf obtinuta în urma acestei reactii în functie de continutul de Na din anozi

Anode carboxireactivity and the dust quantity resulted after reaction depending on Na content in anodes

în carbunele de smoala, lucru foarte important deoarece catalizatorii care se gasesc în smoala au o influenta mai puternica asupra oxidabilitatii anozilor decât catalizatorii din cocs, accentuând tendinta de oxidare selectiva a anozilor [13].

Între densitatea aparenta a anozilor si carboxireactivitatea lor nu exista nici o corelatie. Daca însa se tine seama si de concentratia de Na din carbune, corelatia este îmbunatatita si se obtine o ecuatie de tipul:

$$R_{CO_2} = 78,9 + 395/Na/\% - 106/D_a/^{-1} \quad (11)$$

cu coeficientul de corelare r = 0,88

Efectul altor impuritati asupra reactiilor de oxidare ale anozilor de carbune

Dupa cum se stie din literatura de specialitate, exista alte impuritati care catalizeaza sau inhiba reactiile de oxidare ale anozilor de carbune.

Astfel, **Houston si Øye** [12], masurând carboxireactivitatea anozilor de carbune în functie de continutul de impuritati, au mai gasit urmatoarele corelatii:

$$R_{CO_2} = 7 + 1062/Ca/\% \quad (12)$$

cu coeficientul de corelare r = 0,78

$$R_{CO_2} = 8,6 + 387/Fe/\% \quad (13)$$

cu coeficientul de corelare r = 0,64

Comparând relatiile (9), (12) si (13) se vede ca influenta Na asupra carboxireactivitatii este mult mai puternica decât influenta Ca sau Fe. De asemenea, în cazul Na coeficientul de corelare este mult mai bun.

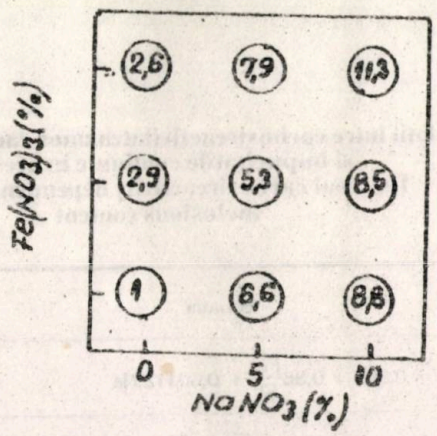


Fig. 8

Carboxireactivitatea "normalizata" a cocsului impregnat în functie de concentratia Na si Fe în solutiile de impregnare. Unitatea de reactivitate = 25 mg/g (particule) * h

"Normalized" carboxireactivity of impregnated coke depending on Na and Fe content of impregnation solutions. The reactivity unit is 25 mg/g (particle) * h

Este cunoscut faptul ca Fe si Na pot sa contamineze anozii în timpul procesului de fabricare a lor. Din acest motiv, Houston si Oye [12] au contaminat un cocs standard cu solutii de Na si Fe, iar apoi au masurat carboxireactivitatea cocsului. Rezultatele sunt date în figura 8 si se vede ca ambii contaminati cresc carboxireactivitatea probelor de cocs.

Carboxireactivitatea "normalizata" s-a calculat astfel: reactivitatea pentru probele impregnate/reactivitatea pentru probele neimpregnate.

Cu toate ca se observa unele neregularitati în ordinea valorilor, acestea se datoreaza probabil distributiei neuniforme a metalului impregnat. Se vede însa efectul mult mai pronuntat al Na în comparatie cu Fe atunci sunt împreuna. Mai slaba, dar nu mai putin semnificativa este influenta Fe, o impuritate care trebuie evitata pe cât posibil. Totusi Na este o impuritate foarte periculoasa si calitativ vorbind are un efect de 2,5 - 3,5 ori mai pronuntat decât Fe la aceeasi concentratie.

Desigur ca prezenta mai multor impuritati complica lucrurile deoarece efectul lor catalitic poate sa interfereze. Astfel, **Limonchik** [14] a studiat carboxireactivitatea unor carbuni obtinuti prin calcinarea a 17 tipuri de smoala cu diverse impuritati, iar corelatiile cele mai bune pe care le-a gasit sunt date în tabelul 1. Din tabelul 1 se poate vedea ca ecuatia care leaga carboxireactivitatea de continutul de Na, Fe, Si are un coeficient de corelare 0,85 (14). Daca se considera distributia impuritatilor în cocs în locul concentratiei (de exemplu prin împartirea concentratiei unei impuritati la suprafata specifica a cocsului), se obtin corelatii mai bune (16).

Acelasi autor [14] a preparat anozi din carbune de smoala astfel obtinut si a masurat consumul de carbune în timpul elecrolizei (exprimat ca % din consumul teoretic) în functie de impuritatile din anod. Ecuatia gasita de el este urmatoarea:

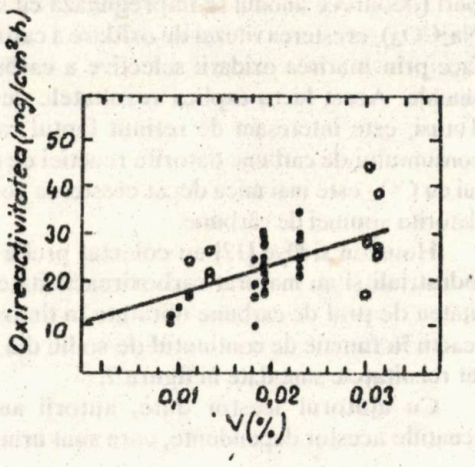


Fig. 9
Dependenta oxireactivitatii anozilor de carbune de continutul de V
Carbon anode oxyreactivity dependence on V content

$$\text{Consumul de anozi,\%} = 127,2 - 6,095(S\ \%) + 0,0025\ \frac{Fe\ (p \cdot p \cdot m)}{S\%} \qquad (17)$$

Din ecuatia (17) rezulta ca sulful actioneaza ca un inhibitor în reactia de oxidare a anozilor.

In ceea ce priveste influenta impuritatilor din carbuni asupra oxidarii lor în aer, sunt de mentionat rezultatele obtinute de Houston si Øye [12], care au masurat carboxireactivitatea anozilor în functie de continutul de V si Ni. Se cunoaste faptul ca aceste metale catalizeaza reactia de oxidare în aer a carbunilor, V fiind considerat mai puternic [6]. Rezultatele obtinute de Houston si Øye sunt date în figurile 9 (pentru influenta vanadiului) si 10 (pentru influenta combinata a vanadiului si nichelului).

Ecuatiile celor doua drepte sunt:

$R_{aer} = 11,1 + 612\ (V)\ \%$ cu coeficientul de corelare $r = 0,86$ (18)

$R_{aer} = 10,3 + 389\ (V + Ni)\ \%$ cu coeficientul de corelare $r = 0,81$ (19)

Tabelul 1

Corelatii între carboxireactivitatea unor carbuni de smoala si impuritatile continute în acestia
The coal carboxireactivity dependence on its inclusions content

Ecuatia	Coeficientul de corelare
$R_{CO_2} = 0,351 + 0,36\frac{Fe}{Si} + 0,00112\ Na$	0,85 (14)
$R_{CO_2} = 0,250 + 0,00059\frac{Fe - Si}{A} + 0,00144\ Na$	0,84 (15)
$R_{CO_2} = 0,307 + 0,202\frac{Fe}{Si \cdot A} + 0,0027\ Na - 0,00124\frac{Na}{A}$	0,91 (16)

unde R_{CO_2} este viteza de reactie a carbunelui cu CO_2, %/h;
Na, Fe, Si = concentartia impuritatilor ,p.p.m.;
A = suprafata specifica a cocsului , m^2/g

În literatura de specialitate este recunoscut faptul ca pentru consumul de anozi la electroliza oxidarea anozilor cu CO_2 este mai importanta decât oxidarea în aer, deoarece:

- *oxidarea cu aer poate fi evitata prin protectia anodului;*
- *oxidarea cu CO_2 provoaca mai multe necazuri deoarece au loc si reactii în interiorul anodului;*

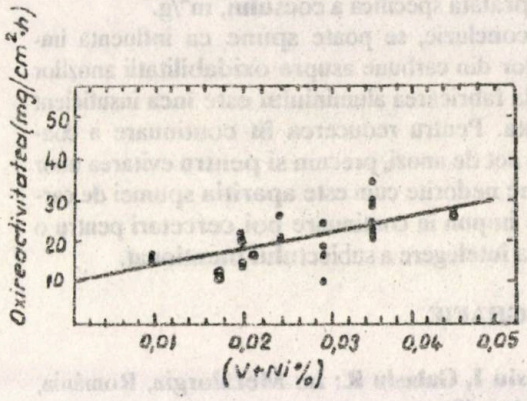


Fig. 10

Dependenta oxireactivitatii anozilor de carbune de continutul lor de V si Ni

Carbon anode oxyreactivity dependence on V and Ni content

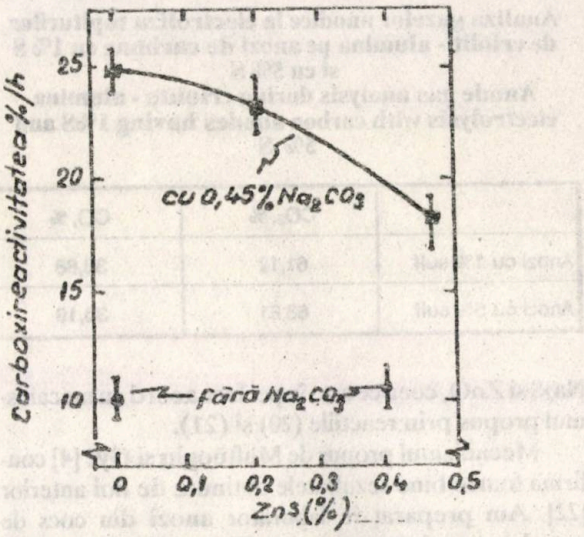


Fig. 11

Efectul ZnS asupra carboxireactivitatii anozilor de carbune: - fara adaos de Na_2CO_3; - cu 0,45 % Na_2CO_3

ZnS effect on carbone anode carboxireactivity when free from Na_2CO_3 and when having 0.45 % Na_2CO_3

¤ *reactia C cu CO_2 provoaca aparitia spumei de carbune.*

Din aceste cauze carboxireactivitatea este testul mai des folosit în laborator pentru caracterizarea anozilor.

Problema influentei sulfului asupra oxidarii anozilor este destul de controversata în literatura de specialitate [15]. Asa cum s-a aratat mai sus, Limonchik [14] a demonstrat ca la electroliza consumul de anozi scade odata cu cresterea continutului de sulf. **Rhedey** [16], [17] a aratat ca oxireactivitatea anozilor creste odata cu cresterea continutului de V, Ni, Ca, dar nu este afectata de S, Fe, Si sau continutul total de cenusa.

În alta lucrare, acelasi autor [18] a gasit ca la cresterea continutului de S consumul de anozi descreste.

Prin contrast, Jones si colaboratorii [19] arata o crestere a consumului de anozi în celulele industriale, cu cresterea continutului de S în cocs. **Burnakin** [20] si **Barillon** [21] raporteaza si ei o crestere a consumului de anozi cu cresterea continutului de S.

Müftüoglu si Øye [4] au masurat influenta adaosurilor de ZnS în anod asupra carboxireactivitatii, iar rezultatele sunt date în figura 11. Se observa ca adaugarea a 0,40% ZnS nu provoaca nici o modificare a carboxireactivitatii. Aceasta confirma si alte date din literatura [3], [6], unde s-a raportat ca Zn si ZnO nu au nici o actiune asupra reactiei de oxidare a C cu CO_2 si nu exista nici o ratiune termodinamica pentru ca ZnS sa se comporte astfel.

Asa cum s-a aratat (fig.1 si 6), aditia a 0,45% Na_2CO_3 creste carboxireactivitatea de la 10 la 25% în absenta ZnS. O comportare interesanta apare atunci când se adauga împreuna Na_2CO_3 si ZnS.

Concentratia Na_2CO_3 este mentinuta constanta, 0,45%, iar cea a ZnS variaza între zero si 0,47%. Se vede o tendinta clara de scadere a carboxreactivitatii cu cresterea continutului de ZnS în prezenta Na_2CO_3. Cu alte cuvinte, efectul catalitic al Na_2CO_3 este redus prin cresterea raportului S/Na în carbune. Explicatia acestei comportari ar putea fi existenta unei reactii chimice suplimentare în prezenta ZnS:

$$ZnS(s) + 2Na(g) = Na_2S(s) + Zn(g) \qquad (20)$$

Vaporii de Na sunt generati prin reactia (3), iar reactia (4) este concurenta cu reactia (20). Din punct de vedere termodinamic, reactia (20) cu $\Delta G^0 = -136{,}8$ kj este clar mai favorizata decât reactia (4) cu $\Delta G^0 = -67{,}8$ kj la 927^0C. Este deci de asteptat ca o parte din vaporii de sodiu sa treaca în Na_2S si deci sa existe o cantitate mai mica de sodiu pentru catalizarea reactiei de oxidare a carbonului cu CO_2. vaporii de Zn rezultati din reactia (20) se pot oxida la ZnO conform ecuatiei:

$$Zn_{(g)} + CO_{2(g)} = ZnO_{(s)} + CO_{(g)} \qquad (21)$$

Asa cum s-a aratat mai sus, ZnO este inactiv în reactia de oxidare a C cu CO_2, iar Na_2S, fiind un compus foarte stabil, probabil nu are nici o activitate catalitica. Deci reactia (20) este probabil un obstacol pentru efectul catalitic al Na_2CO_3.

Cenusa obtinuta în urma reactiei de oxidare a carbunelui a fost analizata [4] cu raze X si s-a gasit

Tabelul 2

Analiza gazelor anodice la electroliza topiturilor de criolit - alumina pe anozi de carbune cu 1% S si cu 5% S
Anode gas analysis during criolite - alumina electrolysis with carbon anodes having 1%S and 5% S

	CO_2, %	CO, %
Anozi cu 1% sulf	61,12	38,88
Anozi cu 5% sulf	63,81	36,19

Na_2S si ZnO, ceea ce este în perfect acord cu mecanismul propus prin reactiile (20) si (21).

Mecanismul propus de Müftüoglu si Øye [4] confirma foarte bine rezultatele obtinute de noi anterior [22]. Am preparat în laborator anozi din cocs de petrol cu continut scazut de sulf (< 1%). In paralel, am preparat alta serie de anozi din cocs de petrol cu continut ridicat de sulf (pâna la 5%). Ambele serii de anozi au fost preparate si calcinate în conditii identice, continutul diferit de sulf fiind singura deosebire între ele. Pe acesti anozi, s-a facut în laborator electroliza unor topituri criolit - alumina, iar gazele anodice au fost colectate si analizate cu un cromatograf de gaze. Media analizelor pe cele doua serii de determinari este prezentata în tabelul 2.

Faptul ca anozii cu continut mai ridicat de sulf sau la electroliza dau gaze mai bogate în CO_2 arata ca acestia se consuma mai putin, confirmând mecanismul anterior, deoarece toti anozii contin si sodiu, din cocs, din smoala si din resturile de anozi refolosite. Dezavantajul lor ramâne faptul ca polueaza atmosfera din halele de electroliza.

Limonchik [14] a gasit de asemenea ca adaosurile de fosfor în anozi îmbunatatesc substantial rezistenta la oxidare a anozilor de carbune. Aceasta se poate adauga în smoala sub forma de trifenil fosfat, fosfat de amoniu sau acid fosforic. Limonchik a folosit un compus organo - fosforic numit "Phosgard", solubil în smoala si care asigura o repartitie uniforma a fosforului în anozi. Cantitatea de fosfor din anod nu trebuie sa fie mai mare de 200 - 300 p.p.m. iar ecuatia de corelare este:

$$\text{Consumul de anozi, \%} = 128{,}2 + 109{,}7\,\frac{A}{P} - 6{,}029\,S - 318{,}1\,\frac{1}{Si} \qquad (22)$$

unde: P,Si reprezinta continutul de fosfor si siliciu în cocs (p.p.m.);
S = continutul de sulf în cocs, %;
A = suprafata specifica a cocsului, m^2/g.

În concluzie, se poate spune ca influenta impuritatilor din carbune asupra oxidabilitatii anozilor folositi la fabricarea aluminiului este înca insuficient cunoscuta. Pentru reducerea în continuare a consumului net de anozi, precum si pentru evitarea unor fenomene nedorite cum este aparitia spumei de carbune, se impun în continuare noi cercetari pentru o mai buna întelegere a subiectului mentionat.

BIBLIOGRAFIE

[1] **Galasiu I, Galasiu R.**: In: Metalurgia, România, nr.9, 1994, p.49
[2] **Galasiu I, Galasiu R**: In: Metalurgia, România, (sub tipar)
[3] **Houston G.J., Oye H.A.**: In: Aluminium, Anglia 61, 1985, p.251, p.346
[4] **Müftüoglu T., Oye H.A.**: In: Light Metals, Anglia, 1987, p.471
[5] **Mc Kee D.W., Chatterji A.**: In: Carbon,Anglia 13, 1975, p.381
[6] **Mc Kee D.W.**: In Chem and Phys. of Carbon, Anglia 16, 1981, p.118
[7] **Smith M.A., Perruchoud R.C., Fischer W.K., Welch B.J.**: In Light Metals, Anglia, 1991, p.593
[8] **Alscher A.**: In Light Metals, Anglia, 1987, p.483
[9] **Müftüoglu T., Thonstad J., Øye H.A.**: In Light Metals, Anglia, 1986, p.557
[10] **Farr - Wharton R.**: Electrochim Acta, Anglia 25, 1980, p.217
[11] **Alam M.,Debroy T.**: Met.: In: Trans., S.U.A. '5 B, 1984, p.400
[12] **Houston G.J., Øye H.A.**: In: Light Metals, Anglia, 1985, p.885
[13] **Petersen K.B.**: In: Light Metals, Anglia, 1981, p.471
[14] **Limonchik A.**: In: Light Metals, Anglia, 1981, p.459
[15] **Belitskus D., Danka D.J.**: In: Light Metals, Anglia, 1989, p.429
[16] **Rhedey P.**: In: Light Metals, Anglia, 1982, p.713
[17] **Rhedey P., Nadkaram S.K.**: In: Light Metals, Anglia, 1986, p.569
[18] **Rhedey P.**: In: Light Metals, Anglia, 1971, p.385
[19] **Jones S.S., Hildebrandt R.D., Hedlund M.C.**: In: Light Metals, Anglia, 1979, p.553
[20] **Burnakin V.V., Arsjaya L.V., Zalivnoy V.I., Polyakov P.V., Ofitserov V.T.**: Tsvet.Met., U.R.S.S., nr.6, 1981, p.68
[21] **Barrillon E., Pinoir J.**: In: Light Metals, Anglia, 1977, p.289
[22] **Zuca S., Galasiu I., Ivana E.**: Lucrarile Simpozionului de Electrochimie Aplicata, Timisoara, 1985, p.623

OXIDAREA BACTERIANA URMATA DE CIANURATIE - O ALTERNATIVA VIABILA PENTRU VALORIFICAREA METALELOR PRETIOASE DIN CONCENTRATELE REFRACTARE SI ARSENIOASE

Dr. ing. Ilie Paraschiv, profesor universitar, biol. Vasile Oros, sef de lucrari - Universitatea Baia Mare

C. Z.: 669.21

Unele minereuri complexe auroargentifere contin metale pretioase foarte fin diseminate în mineralele de metale neferoase, în pirita si în unele minerale de ganga. In urma preparării prin flotatie a acestor minereuri se obtin concentrate de pirita aurifera din care aurul si argintul se extrag în mod curent prin cianuratie. Daca aurul este diseminat extrem de fin, atunci agentul de solubilizare, care este solutia de cianura, nu poate avea acces la metalele pretioase, randamentele de solubilizare fiind scazute. Aceste concentrate sunt "refractare" la prelucrarea prin cianuratie.

Pentru prelucrarea concentratelor de pirita aurifera refractara este necesara înainte de cianurare o tratare prin care sa se distruga reteaua cristalina a piritei pentru a crea posibilitatea de acces a agentului de dizolvare la particulele de metale pretioase. Cel mai frecvent se utilizeaza prajirea oxidanta, dupa care gazele se utilizeaza la fabricarea acidului sulfuric, iar prajitul se supune cianurarii directe sau dupa o tratare chimica cu solutie de acid sulfuric.

În unele cazuri, prajirea oxidanta nu conduce la rezultate acceptabile si de aceea se utilizeaza alte procedee de tratare, alternative cum sunt prajirea cloruranta, prajirea reducatoarelor sau mai recent autoclavizarea sub presiune de oxigen si respectiv oxidarea bacteriana [1].

Atunci când concentratul contine si arsen, procedeele pirometalurgice sunt mult complicate, iar gazele rezultate de la prajirea oxidata nu se pot utiliza la fabricarea acidului sulfuric, arsenul blocând catalizatorul, impurificând acidul si producând de asemenea efecte ecologice grave daca ajunge sa fie emanat în atmosfera.

Dintre procedeele noi, neconventionale pentru prelucrarea acestor concentrate, procedeul de oxidare bacteriana urmata de cianuratie este mult cercetat în ultima perioada si câstiga teren în aplicarea industriala. El are avantajul ca nu produce poluarea mediului nici cu SO_2 si nici cu arsen si asigura randamente de valorificare a metalelor pretioase mai mari decât procedeele pirometalurgice.

Procedeul se bazeaza pe capacitatea unor bacterii precum Thiobacillus ferrooxidans de a oxida sulfurile minerale cu formarea de acid sulfuric si solubilizarea metalelor. Astfel, prin asigurarea conditiilor necesare, bacteriile vor oxida pirita, distrugând reteaua cristalina cu transformarea sulfului în acid sulfuric, solubilizarea fierului si descoperirea granulelor de aur, care ulterior vor putea fi atacate de catre agentul de solubilizare la faza de cianuratie.

Împreuna cu pirita se vor solubiliza si sulfurile minerale de cupru si zinc, iar arsenopirita este oxidata preferential, astfel încât arsenul se solubilizeaza si se îndeparteaza din pirita reziduala [2].

Stadiul actual al cercetarii si aplicarii procedeului de oxidare bacteriana pentru prelucrarea piritelor aurifere refractare si arsenioase

Posibilitatea oxidarii de catre bacterii a arsenopiritei a fost dovedita de catre Ehrlich în anul 1964 [3]. Dar cercetari programate în directia prelucrarii tehnologice a unor concentrate de metale neferoase si pretioase s-au început abia în perioada 1975-1980.

Astfel, în Rusia trei institute au colaborat în acest domeniu si au studiat bazele microbiologice si tehnologice pentru lesierea bacteriana a concentratelor în suspensie în vase de reactie [4], [5]. Pentru experimentarea prelucrarii prin tratare bacteriana a concentratelor refractare de metale neferoase si pretioase s-a realizat o instalatie semiindustriala de lesiere bacteriana în flux continuu la Tula, în apropiere de Moscova. Instalatia consta din doua serii de câte cinci vase de tip Pachuca dispuse în cascada în care se asigura termostatarea, aerarea si mentinerea materialului în suspensie prin aer-lift. In aceasta instalatie s- au efectuat o serie de experimentari semi-industriale la o capacitate de prelucrare de 60 kg concentrat pe zi pentru diverse tipuri de concentrate [5], [10].

S-au efectuat experimentari semiindustriale pe un concentrat cu un continut de 30,9 g/t Au si 8,4% As în care aurul fin dispersat este legat în principal de arsenopirita si într-un grad mai mic de pirita. Rezultatele au aratat ca cea mai mare parte din arsenopirita a fost oxidata într-un prim stadiu de 48 ore de tratare, continutul de arsen scazând de la 8,4 pâna la 3,14%, corespunzator unui procent de solubilizare de aproape 80%. In al doilea stadiu de lesiere, pe durata a 60 de ore, continutul de arsen în concentrat a scazut

până la 2,11%, corespunzator unui grad cumulat de lesiere de 86%. Solutia bacteriana rezultata dupa lesierea concentratului contine 3 - 5 g/l As, până la 7,5 g/l Fe, din care 7,0 - 7,5 g/l este Fe^{III}, iar pH-ul a scazut de la 2,5 la 1,4 - 1,5. Solutia a fost în continuare prelucrata prin tratare cu var la pH 2,9 - 3,2 la care s-a precipitat arsenul în proportie de peste 90% si fierul trivalent în întregime. Produsul solid rezultat dupa lesiere a fost supus încercarilor de cianurare. Rezultatele arata ca, dupa primul stadiu de oxidare bacteriana, extractia aurului la cianuratie a fost de 80%, iar dupa al doilea stadiu de lesiere a crescut la 90%. La cianurarea concentratului netratat bacterian extractia aurului a fost de numai 11,6%.

Alte experimentari s-au efectuat pentru concentratele de Au - As carbonoase deosebit de refractare la prelucrare, întrucât aurul este legat în arsenopirita, iar carbunele poseda o mare capacitate sorbtionala pentru complexul $NaAu(CN)_2$. Concentratul cu continuturi de 108 g/t Au; 9,3 g/t Ag; 9,6% As si 19,2% C a fost tratat bacterian pe durata a 96 de ore, rezultând solubilizarea a circa 90% din arsenul initial. Cianurarea reziduului a dus la obtinerea unei extractii de 76% a aurului, fata de numai 10% la concentratul netratat bacterian.

Prelucrarea concentratului prin prajire oxidanta în doua stadii, cu oxidarea completa a sulfului si carbonului, flotarea cenusii si apoi cianurare, si respectiv prin lesiere în autoclava cu solutii alcaline si tratare chimica pentru suprimarea capacitatii sorbtionale, desi a dat rezultate ceva mai mari la extractia de aur, nu a putut fi aplicata din cauza problemelor foarte dificile de protectie a mediului si a cheltuielilor mari pentru reactivi si pentru aparatura sofisticata necesara [5].

Experimentarile efectuate pe concentrate foarte bogate în arsenopirita, cu continut de 18 - 20% As, au aratat ca si acestea pot fi prelucrate cu succes, continutul de arsen scazând dupa 240 de ore de tratare bacteriana până la 0,6 - 1,0% As. Extractia aurului la cianuratie a fost de 78 - 86%, fata de numai 4 - 10% la aceleasi concentrate netratate bacterian.

Pe baza experimentarilor de la Tula s-au elaborat fluxuri tehnologice pentru prelucrarea diverselor concentrate aurifere arseniose refractare, s-au optimizat unii parametri tehnologici cum ar fi durata de tratare si densitatea pulpei si s-a eficientizat procesul, iar pentru începutul anilor '90 s-a proiectat o instalatie industriala experimentala pentru Azerbaidjan [11].

Exemplul cel mai semnificativ privind reusita implementarii în activitatea practica a procesului de prelucrare prin oxidare bacteriana urmata de cianuratie a concentratelor refractare de pirita aurifera arsenioasa este cel de la Fairview Mine din Africa de Sud, realizat de catre firma General Mining Union Corporation (Gencor). Aceasta a facut obiectul mai multor comunicari sau lucrari publicate [12], [14].

Concentratul obtinut prin flotatie la mina Fairview contine 120 g/t aur si 8% arsen; aurul fin diseminat este inclus în majoritate în arsenopirita si mai putin în pirita. Prin cianurarea directa a concentratului, se poate solubiliza numai 35 % din aur. Concentratul se poate prelucra prin prajire oxidata în cuptoare Edward, cu instalatie de rafinare a arsenului si cianurarea cenusii, prin aceasta tehnologie realizându-se o extractie a aurului de 90%.

Un program de cercetare al firmei pentru prelucrarea prin oxidare bacteriana a fost executat în faza de laborator, iar în anul 1984 s-a pus în functiune o instalatie pilot în flux continuu cu o capacitate de 750 kg/zi.

Experimentarile efectuate pe parcursul a doi ani în instalatia pilot au dus la urmatoarele concluzii mai importante:

- *printr-o adaptare buna a bacteriilor si optimizarea parametrilor s-a putut reduce durata de tratare de la 10 la 4 zile;*
- *bacteriile utilizate s-au dovedit suficient de rezistente pentru a putea fi folosite în instalatii industriale;*
- *parametrii principali ai procesului s-au dovedit a fi temperatura, pH-ul, oxigenul dizolvat si fierul trivalent;*
- *ingineria procesului s-a dovedit a fi mult mai putin sofisticata decât pentru oxidarea sub presiune sau pentru prajire;*
- *prin oxidarea a 30 % din sulf se obtine o solubilizare a aurului la cianuratie de 70%, iar pentru a obtine extractii de 95% este necesara oxidarea a 85% din sulf.*

Pe baza experientei pilot s-a realizat apoi instalatia semiindustriala de la Fairview pentru prelucrarea concentratului prin procedeul denumit BIOX. Instalatia consta dintr-o serie de patru reactoare cu agitare mecanica si cu sisteme de aerare si de termostatare la 40^0 C. Concentratul remacinat era pulpat la 10 - 15% solid si alimentat la un debit controlat în instalatia BIOX. Durata de tratare s-a mentinut patru zile, iar pH-ul în instalatie s-a mentinut la 1,6 prin adaos de var. Namolul s-a separat si spalat în îngrosatoare si apoi a fost supus cianuratiei. Solutia acida a fost neutralizata cu var si evacuata la iazul de decantare.

Rezultatele experimentarilor în instalatia semiindustriala au confirmat în totalitate concluziile de la faza pilot; în plus, instalatia fiind proiectata pentru o capacitate de 10 t/zi a putut functiona la capacitatea de 12 t/zi. Astfel s-a confirmat rezistenta bacteriilor,

s-a confirmat simplitatea în conducere si controlul procesului si s-a confirmat extractia aurului de 95%, cu 5 procente mai mare decât la procedeul prin prajire. In plus, s-a dovedit ca este o tehnologie nepoluanta si cu costuri de capital (investitii) mai mici decât pentru lesierea sub presiune sau pentru prajire.

In anul 1991 s-a trecut la înlocuirea totala a procedeului de prajire cu procedeul BIOX, realizându-se astfel prima instalatie industriala cu o capacitate de prelucrare de 35 tone concentrat pe zi.

Interesul privind posibilitatea utilizarii în practica a procedeului de oxidare bacteriana a concentratelor aurifere refractare a devenit de actualitate si în America, unde s-au efectuat multe cercetari în aceasta directie dintre care prezentam doua proiecte care s-au realizat la scara mai mare: proiectul Salmita si proiectul Congress.

Proiectul Salmita a avut ca obiectiv minereul aurifer refractar Red 24 si s-a desfasurat la uzina de preparare Salmita Gold Mine apartinând firmei Yellowknife din Canada, teritoriile de Nord- Vest. Minereul contine 21 g/t Au, 0,75% As, aurul fiind intim asociat cu arsenopirita, iar ca mineral majoritar contine pirotina. Cercetarile au trecut prin fazele de laborator, micropilot si pilot, dupa care s-a trecut la experimentarea în uzina a unei instalatii de 10 tone/zi [15], [16].

Reactoarele au fost tancuri verticale de 3,05 x 3,43 m, cu agitatoare cu paleti si spargatoare de valuri, cu barbotor de aer la fundul vasului si cu serpentine de termostatare.

Rezultatele obtinute, la o durata de tratare bacteriana de 2,5 zile si la o densitate a pulpei de 23 - 25 % solid, arata un grad de oxidare a sulfurilor de 75% si randamente de solubilizare a aurului la cianuratie de 95 - 96%.

Proiectul Congress a avut drept scop experimentarea unui bioreactor industrial pentru oxidarea bacteriana a concentratului refractar de la Congress Mine din Canada. Firmele Giant Bay si Congress Operating Company au proiectat si au realizat un reactor de 225 m^3, corespunzator capacitatii de prelucrare a unei instalatii industriale de 250 tone concentrat/zi. In proiectarea utilajului s-a utilizat experienta acumulata la proiectul Salmita, iar pentru prepararea culturii de bacterii s-au utilizat reactoarele de la Salomita.

Experimentarile s-au efectuat pe un concentrat cu continut de 18 g/t Au, 7 g/t Ag, 2,24 % As, în care aurul este legat în arsenopirita. Prelucrarea prin cianuratie directa a acestui concentrat recupereaza numai 15 % din aurul continut. Rezultatele obtinute au dat satisfactie totala, fiind similare cu cele obtinute într-o instalatie de laborator. Prin acest experiment s-a confirmat pe deplin viabilitatea tehnologiei si s-a câstigat increderea din partea firmelor industriale.

In prezent, exista referinte indirecte în legatura cu aplicarea industriala a procesului de prelucrare a piritelor aurifere arsenioase prin tratare bacteriana urmata de cianuratie, la mai multe exploatari miniere din Africa de Sud si Australia [17], în America de Sud [1], în Rusia [11] si Franta [18], iar în Ghana, la mina Obuashi, este în constructie un proiect de extindere a capacitatii de productie de la 18427 la 28350 kg aur/an prin implementarea tehnologiei de biolesiere [17]. Proiectul este în valoare de 7 milioane $ S.U.A., iar la intrarea în functiune va fi cea mai mare instalatie de acest tip din lume.

Experimentari efectuate în România

In anul 1985, în cadrul Institutului de Cercetari si Proiectari pentru Minereuri Neferoase din Baia Mare s-a initiat un program de cercetare pentru evidentierea posibilitatilor de prelucrare prin lesiere bacteriana în suspensie a concentratului de pirita refractara Suior.

Pirita aurifera Suior nu poate fi valorificata în prezent prin nici una dintre tehnologiile piro - sau hidrometalurgice uzuale, de aceea este depusa pe stoc. Concentratul contine, în medie: 10 - 12 g/t Au; 50 - 70 g/t Ag; 1,5 - 2,0% As; 41% Fe; 42% S; 10 % SiO_2; 0,15 - 0,20% Cu; 0,60 - 0,70% Pb; 0,60 - 1,20% Zn. Aurul este inclus în cea mai mare parte în pirita, partial fiind sub forma de incluziuni submicroscopice.

In prima etapa s-au efectuat testari discontinue, la nivel de laborator, în flacoane de sticla, prin care s-a studiat influenta unor factori asupra procesului de solubilizare bacteriana a arsenului din concentratul de pirita. Astfel, s-a stabilit influenta raportului lichid la solid, a temperaturii, a agitarii, a adaptarii prealabile a bacteriilor, influenta reactivilor de flotatie reziduali si influenta adaosului de sulfat feros. Pe baza acestora s-au stabilit parametrii de lucru pentru experimentarea procesului la scara marita în flux continuu.

Experimentarile în flux continuu s-au realizat la doua niveluri de capacitate: micropilot si pilot.

Instalatia micropilot de dezarseniere bacteriana a concentratelor în flux continuu este prezentata în figura 1 si consta din trei vase de reactie de câte 7 l volum util fiecare, dispuse în cascada, prevazute cu agitatoare cu autoaeratie si cu manta pentru încalzire. Instalatia mai cuprinde sistemele de alimentare cu concentrat si cu solutie si un termostat cu pompa. Capacitatea de prelucrare a instalatiei a fost la un raport L : S de 10 : 1 si o durata de lesiere de zece zile cu 0,21 kg/zi, ea putând fi marita la un raport L : S de 5 : 1 si o durata de lesiere de cinci zile pâna la o capacitate de 0,84 kg/zi (25 kg/luna).

Experimentarile la nivel micropilot au confirmat posibilitatea prelucrarii piritei aurifere Suior prin dezarseniere bacteriana urmata de cianuratie. Cercetarile au aratat necesitatea unei tratari bacteriene pe o durata de cinci zile cu o solubilizare a arsenului de peste 70 %. Prelucrarea prin cianuratie a piritei tratate bacterian a dus la extractii ale aurului de 70 - 80 %, fata de 30 - 35 % la pirita netratata bacterian.

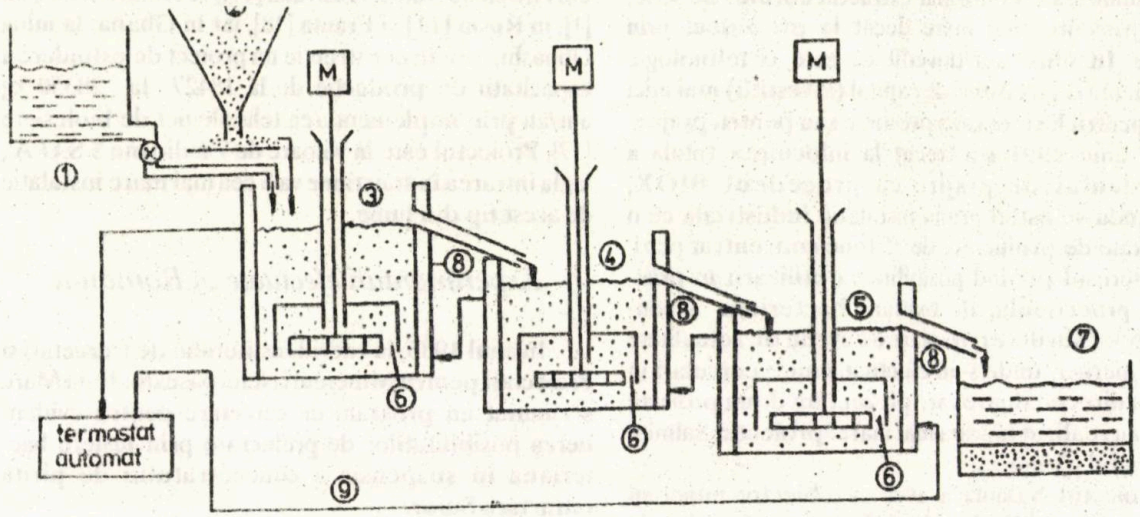


Fig. 1

Schema instalatiei micropilot pentru experimentarea în flux continuu a lesierii bacteriene pentru concentratele de pirita aurifera arsenioasa

Block diagram of a pilot plant for the continuous testing of bacterial leaching for arsenious gold - containing pyrites concentrates

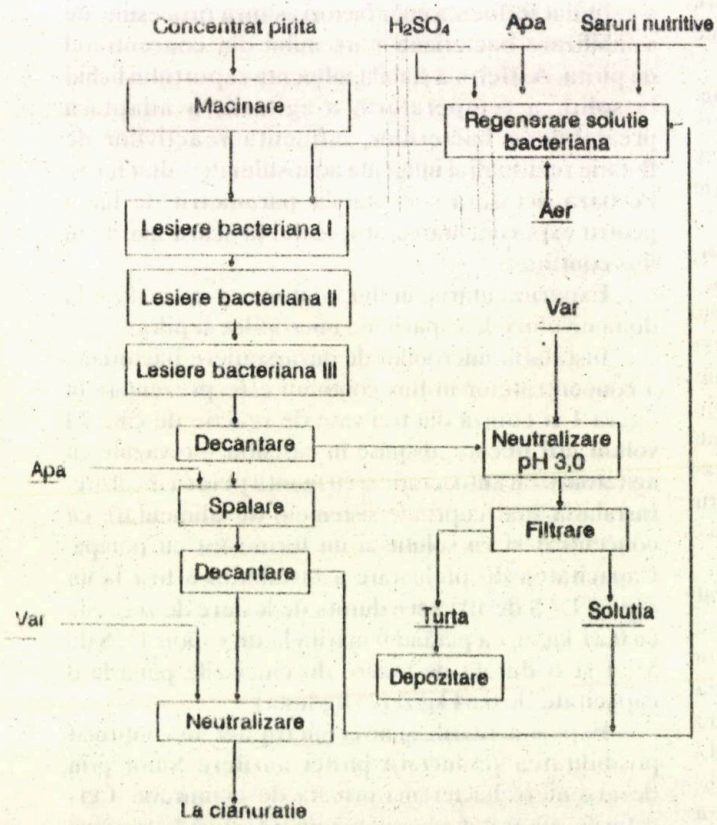


Fig. 2

Schema fluxului tehnologic pentru tratarea bacteriana a concetratului de pirita aurifera arsenioasa Suior

Process diagram for the bacterial treatment of SUIOR arsenious gold - containing pyrites concentrates

Pe baza experimentarilor din faza micropilot s-a elaborat o tehnologie de prelucrare a piritei aurifere refractare Suior si s-a realizat o instalatie pilot cu o capacitate de prelucrare între 25 si 100 kg concentrat/zi. Instalatia pilot consta din cinci vase de biolesiere a câte 0,5 m^3 fiecare, dispuse în cascada si, aferent acestora, sistemul de termostatare, de alimentare, de separare a fazelor, de precipitare a arsenului, filtrare si regenerare a solutiei [19].

Cu ocazia încercarilor pilot s-a experimentat si un sistem de agitare mixt, mecanic si cu aer-lift, care a dat satisfactie si cu unele ajustari constructive se poate utiliza si la scara industriala.

Experimentarile în instalatia pilot s-au desfasurat pe o durata de 1,5 ani, în urma carora s-a stabilit ca se poate obtine un reziduu cu continut de arsen sub 0,5% si cu un grad de oxidare a piritei de pâna la circa 40 % în cinci zile de lesiere. Din testele de cianurare a materialului tratat bacterian a rezultat ca exista o dependenta liniara a extractiei aurului în functie de gradul de oxidare a sulfurilor din concentrat numai pâna la un grad de oxidare de aproximativ 25% a sulfurilor, care corespunde unei extractii de 70% a aurului. Oxidarea în continuare a sulfurilor duce numai la cresteri mici ale extractiei de aur (pâna la 75% pentru oxidarea peste 50% din sulfuri) [19].

Alte cercetari s-au efectuat pentru concentratul de pirita aurifera arsenioasa Valiug, care contine 5,5% As, 15 g/t Au si 89 g/t Ag. Cianuratia directa a acestui concentrat produce o extractie de circa 60 % pentru aur, dar continutul ridicat de arsen determina consumuri mari de cianura. Experimentarile efectuate în flux continuu în instalatia micropilot au aratat posibilitatea solubilizarii aurului în proportie de 84%, la un raport L/S de 1 : 6 si o durata de tratare de 5 - 6 zile. Cianurarea produsului tratat bacterian a crescut cu zece procente extractia aurului si a redus foarte mult consumul de cianura fata de produsul netratat bacterian.

Estimari economice

Trebuie stabilit de la început ca tehnologiile care utilizeaza lesierea bacteriana a concentratelor au avantajul fata de cele pirometalurgice ca nu produc poluarea atmosferei prin emanatii de gaze toxice, iar uneori dau si extractii mai mari de aur la cianurare, în special în cazul concentratelor arsenopiritoase.

Cu toate acestea, durata relativ mare a perioadei de tratare bacteriana (câteva zeci de ore - pâna la 100 ore), care este tipica pentru nivelul actual al tehnologiei, necesita instalatii de volum mare, aceasta implicând cheltuieli mari de investitii si de productie, comparativ cu cianurarea directa.

Din aceasta cauza este necesara o analiza concreta tehnico - economica pentru aplicarea acestei tehnologii la fiecare caz în parte, prin comparatie cu alte tehnologii industriale.

Într-un calcul economic efectuat pe baza experimentarilor pilot de la Fairview, cu toate ca s-au stabilit cheltuieli de exploatare mai mari pentru tehnologia cu biolesiere (10 $ S.U.A. fata de 2,5 $ S.U.A.), datorita cheltuielilor de investitii mult mai mici fata de varianta prin prajire, s-a dovedit mai favorabila economic varianta biotehnologica [20]. Dupa efectuarea experimentarilor industriale însa, autorii sud-africani au aratat ca, prin comparatie cu metodele prin prajire si prin autoclavizare sub presiune de oxigen, cheltuielile de exploatare sunt aproximativ egale, iar cheltuielile de capital sunt de 70% la varianta de biolesiere fata de cele necesare la instalatia de prajire, iar la varianta de autoclavizare sunt de 130%.

Structura cheltuielilor de productie la tehnologia cu lesiere bacteriana arata ca ponderea acestora este pentru consumul de energie (35% din cheltuielile totale) si pentru neutralizarea solutiilor (35%). Pentru cheltuielile de reactivi s-au estimat 17% din total, pentru întretinere si control circa 7%, iar cheltuielile cu salariile reprezinta numai 5% [21].

Estimarile noastre economice efectuate pentru o instalatie semiindustriala de prelucrare prin oxidare bacteriana urmata de o cianurare a piritei Suior au aratat ca, fata de varianta prin prajire urmata de cianurare directa, extractia de aur este mai mare (75 fata de 51%), iar daca prajitul este supus lesierii cu acid sulfuric, extractia aurului este aproximativ egala. Autoclavizarea în mediu alcalin poate duce la extractii de 78 % dar apar dificultati de cianuratie (consumuri ridicate de cianura etc.). Estimarile economice au aratat ca procedeul este eficient chiar si la aceste continuturi scazute de aur în concentrat (10 g/t). Prin cresterea capacitatii instalatiei se pot reduce cheltuielile de productie, fapt atestat si de Hackl si colaboratorii sai [16].

Prognozele arata ca în prezent procedeul cu biolesiere si extractia metalelor are o cifra de afaceri de 2 miliarde dolari S.U.A. pe an si se estimeaza o crestere anuala de 10 - 12% [22]. Se poate considera ca procedeul reprezinta o alternativa viabila în special pentru prelucrarea unor materii prime refractare la prelucrarea prin procedeele conventionale.

BIBLIOGRAFIE

[1] **White L.**: *Treating refractory gold ores.* Mining Engineering, 168, p. 188, februarie, 1990

[2] **Pani V. V., Karavaiko, G. I. Polkin S. I.**:*Mechanism and kinetics of bacterial of sulphide minerals. Biogeotechnology of Metals. Proceedings of Internat.* Seminar and Training Course, p. 197 Editat de G. I. Karavaiko, S. N. Grudev. Centre for Internat. Projects KENT, Moscova, 1985

[3] **Ehrlich H. L.**: *Bacterial oxidation of arsenopyrite and enargite.* Econ. Geol. nr. 59, p. 1306, 1964

[4] **Polkin, S. I., Paninv, V., Adamov, E. V., Karavaiko, G. I., Cerniak, A. S.**: *Theory and practice of utilizing microorganisms in processing difficult-to-dress ores and concentrates.* In lucrarile celui de "Al XI-lea Congres International de Preparare a Minereurilor", Univ. Cagliari, Italia, 1975

[5] **Polkin S. I., Adamov E. V., Panin V. V.**: *Tehnologhia bakterialinogo vîscelacivanii tvetnîh i redkih metallov.* Ed. Nedra, Moscova, 1982

[6] **Polkin, S. I., Adamov, E. V., Kazinteva, S. I., Grisin, S. I.**: *Lesierea bacteriana a concentratelor cupro-zincoase dificile.* In Tvetnaia Metallurghiia, U.R.S.S., nr. 1, 1977

[7] **Iudina I. N., Kostiukova, O. N. Gorenkov I. I., Panin V. V., Kim O. H.**: *Rezultati bakterialinogo vîscelacivania na ukrupnennoi neprerîvnoi ustanovke.* In: Iz. vuz - Tvetnîe Metalli, U. R. S. S., 8, 1979

[8] **Karavaiko G. I., Ciucialin L. K., Pivovarova T. A., Iemelianov B. A., Dorofeev A. G.**: *Microbiological leaching of metals from arsenophyrite containing concentrates.* "Found metal and Applied Biohydrometallurgy" - proceedings of the Internat. Symp. Soccoro, New Mexico, S. U.A., 1975. Editori R. W. Lawrence, R. M. R. Branion, H. G. Ebner. Elsevier Publishing Co, 1986

[9] **Polkin S. I., Adamov E. V., Panuin, V. V. Karavaiko G. I., Iudina I. N., Aslanukov R. Ia., Grisin S. I.**: *Bacterial leaching of metals in tanks. Non - ferrous concentrate treatment: technology and flow-*

sheets. "Biogeotechnology of Metals", proceedings of internat., seminar and training course Moscow-Sophie, mai-iunie, G. K. N. T., p. 239, Moscova, 1985

[10] **Belii A. V., Denisov G. V., Kovrov B. G., Koroleva N. M., Panin V. V.:** *Bacterialinoe vîscelacivanie mîsiaca iz zoloto - mîsciakogo kontentrata.* In: Tvetnîe Metallî, U. R. S. S., 4, 1988

[11] **Ilie P., Oros V.:** Raport tehnic privind Consfatuirea specialistilor de la Moscova - oct. 1990, la tema "*Elaborarea metodelor biologice de extractie a metalelor din minereuri neconditionate si în afara de bilant si din materiile prime greu preparabile*". ICITPMN Baia Mare, 1991

[12] **Aswegen van P. C., Haines A. K.:** *Bacteria enhance gold recovery.* In: Internat. Mining, Anglia, 19, mai, 1988

[13] **Aswegen van P. C., Marais H. S., Haines A. K.:** *Design and operation of a Comercial bacterial oxidation plant of Fairview.* Publicatie Gencor, 1989

[14] **Anonim.** *Biox for refractory Au concentrates.* In: Mining Magazine, Anglia, 1, ian., 1991

[15] **Hackl R. P., Wright F. R., Gormely L. S.:** *Bioleaching of refractory gold ores - out of the lab. and into the plant.* In: Biohydrometallurgy-Proceedings Internat. Symp. Jackson Hole, Wyoming, S. U. A. Eds. J. Salley, G. L. Mc Cready, P. L. Wichlacz, 1989

[16] **Häckl R. P., Wright F. R.:** *Transpunerea la scara a experientei în biooxidarea minereurilor si concentratelor refractare aurifere* (în l. engl.). Prezentat la Inovation Gold and Silver Recovery, Randol Gold Conferrence IV, Sacramento, noiembrie, 1989

[17] **Anonim.** *Extindere cu biolesiere la Ashanti* (l. engl.). In: Mining Magazine, vol. 167, nr. 5, nov., p. 358, 1992

[18] **Morin D., Ollivier, P.:** *Pilot practice of continuous bioleaching of a gold refractory sulphide concentrate with a high As content.* In: Biohydrometallurgy, Proceedings of Internat. Symp. Jackson Hole, J. Salley, G. L. Mc Cready, P. L. Wichlacz, 1989

[19] **Oros V., Ilie, P., Kovacs Z.:** *Continouous pilot experiments for bacterial leaching of the refractory arsenious gold-bearing pyrite concentrate Suior* (România). In: Biohydrometallurgical Technologies, vol. I, Bioleaching Processes, p. 739 - 748. Eds A. E. Torma, J. E. Wey, V. L. Lakshmanan, The Mineral, Metals and Materials Soc., 1993

[20] **Gilbert S., Bounos, C. D., Ice R. R.:** *Comparative economices of bacterial oxidation and roasting as a pretreatment step for gold recovery from an auriferrous pyrite concentrate.* CIM Bull., 81, no. 910, 1988

[21] **Spencer P. A., Budden J. R., Sneyd, R.:** *Use of a moderately therophilic bacterial culture for the treatment of refractory arsenopyrite concentrates.* In: Biohydrometallurgy. Proceed. Internat. Symp. Jackson Hole - 1989. Edited by J. Salley, G. L. McCready, P. L. Wichlacz; CANMET, Otawa, 1989

[22] **Mwaba C. C.:** *Biohydrometallurgy: an extraction technology for the 1990 s.* In: Mining Magazine, Anglia, sept., 1991

REVISTA REVISTELOR

Fonderie Fondeur d'aujourd'hui, *Franta, 1994, nr. 133*

- *Constituenti cu continut de antimoniu în aliajele A-S7GR, p.17*
- *Sensibilitatea rezultatelor solidificarii simulate la variatiile proprietatilor termice, p.27*

IMONO, *Japonia, 1994, nr.1*

- *Efectele vitezei de racire asupra microstructurii si proprietatilor mecanice ale Ti_6Al_4V, p.3*
- *Influenta Cr si Be sau Mn si Be asupra modificarii formei compusilor fierului si a rezilientei în aliajele turnate Al-Si, p.10*
- *Masurarea planitatii formei, p.15*
- *Efectul temperaturii de topire asupra proprietatilor otelului inox de înalta rezistenta cu 18% Cr, p.20*
- *Realizarea unui nou proces de fabricare a conteinerelor prin turnare centrifugala, p.25*
- *Calculul termic al efectului final asupra duratei solidificarii pieselor turnate, p.31*

TENDINTE ACTUALE PRIVIND DESULFURAREA CARBUNELUI SI A PRODUSELOR PETROLIERE

Dr. chim. Elena Stefaneu, conferentiar, Universitatea Tehnica "Gh. Asachi" - Iasi

C.Z.: 662.6

Lucrarea se refera în special la benzenul cocsochimic, materie prima importanta pentru industria chimica. Prezenta sulfului în benzenul cocsochimic si în produsele petroliere lichide are efecte nedorite prin actiunea otravitoare asupra catalizatorilor, prin coroziunea instalatiilor, poluarea mediului etc.

Benzenul brut de cocserie are în compozitie compusi cu sulf sub forma de sulfura de carbon (0,3 - 1,4%), tiofen si derivati (0,2 - 1,6%).

Metodele de desulfurare sunt dependente de originea sulfului în carbune si titei, de natura chimica a compusilor cu sulf, de reactivitatea acestora.

In carbunii de pamânt sulful este prezent sub trei forme: sulf piritic, sulfat si sulf organic. Pentru sulful organic se disting cinci tipuri de grupe functionale: sulfura-disulfura-tiol-tiofen- tiocetona. Au fost identificati în cantitati mari alchil tiofeni cu 2-5% C si în cantitati mici benzotifen, dibenzotiofen si metil si dimetilbenzotiofen prin metode cromografice, cu raze X, cu izotopi stabili ai sulfului, deoarece S^{32} si S^{34} este diferit în sulf organic si pirita.

Eliminarea compusilor cu sulf se face prin tratarea initiala a carbunelui completata cu desulfurarea produselor de cocsificare.

Desulfurarea este bazata pe metode fizice de separare (flotatie, distilare, extractie etc.), metode chimice, biologice sau combinate.

Separarea tiofenului de benzen este dificila datorita punctelor de fierbere apropiate si, ca urmare, se prefera modificarea chimica a tiofenului care este legata de reactivitatea sa.

Tiofenul contine un sistem de sase electroni corespunzând regulii aromaticitatii a lui Hückel. La formarea sextetului aromatic participa patru electroni π ai celor doua legaturi duble C = C si o pereche de electroni neparticipanti de la sulf. Structura mecanic cuantica a sistemului poate fi descrisa prin patru atomi de carbon hibridizati sp^2 uniti prin legaturi σ sp^2 sp^2 si fiecare din ei legat de un atom de hidrogen prin legaturi sp^2 - s. Prin conjugarea orbitalilor p cu câte un electron ai atomilor de carbon cu un orbital p cu o pereche de electroni neparticipanti ai sulfului se stabilizeaza foarte puternic molecula. Prin implicarea electronilor neparticipanti ai sulfului la conjugare acesta este saracit în electroni, capata o polaritate pozitiva, iar atomii de carbon în schimb dobândesc o sarcina negativa, ceea ce deosebeste tiofenul de benzen. Tiofenul se poate hidrogena catalitic, este rezistent la oxidare, nu se oxideaza la sulfone, se sulfoneaza mai usor decât benzenul. Legaturile C-S se pot rupe mai usor si trece în legaturi C-H cu eliminare de H_2S (hidrodesulfurare) în prezenta catalizatorilor.

Ciclul tiofenic poate fi deschis si sulful scos cu diferiti reactivi. Astfel, este descompus de potasiu cu formarea sulfurii de potasiu.

O revedere critica cu 174 referiri bibliografice privind compozitia carbunelui duce la concluzia ca structura compusilor cu sulf din carbune este foarte asemanatoare cu cea a compusilor din sedimentele bituminoase, kerogen si petrol. Bazat pe o cunoastere extinsa în raport cu originea, natura si soarta constituentilor organici cu sulf, se ajunge la concluzia ca prin carbonizare au loc reactii de aromatizare prin ciclizare cu formare de tiofen, benzotiofen alchilat si dibenzotiofen. Cunoasterea structurii moleculare a compusilor organici cu sulf este de importanta fundamentala. Atât geochimia carbunelui cât si cea a petrolului pot furniza informatii privind izolarea, separarea, identificarea, determinarea cantitativa a compusilor cu sulf în aceste materii prime importante.

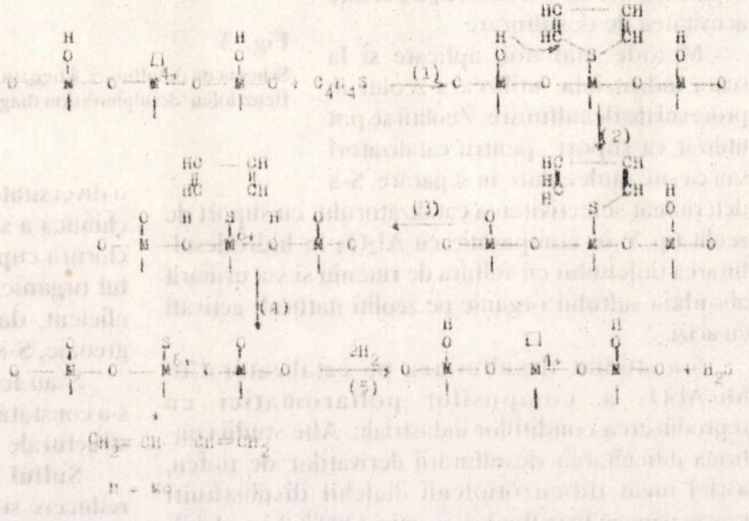


Fig. 1
Schema mecanismului de desulfurare
Sulphur removal mechanism

Din datele din literatura de specialitate se constata ca cele mai multe lucrari privesc în continuare ca cea mai importanta metoda de desulfurare hidrodesulfurarea catalitica în prezenta catalizatorului $CoMo/Al_2O_3$. Mecanismul este dat în figura 1.

Schema de desulfurare a tiofenului este prezentata în figura 2 si cea a benztiofenului, în figura 3.

Hidrodesulfurarea tiofenului, benztiofenului si dibenzotiofenului conduce la formarea produsilor principali: butan, butene, tetrahidrotiofen, butantiol, butiltiofen, butil sulfuri si octani, iar alti produsi sunt etilbenzenul, etilciclohexanul, benzenul, 2 fenil-l etiltiolul.

Hidrogenul sulfurat inhiba catalizatorul de desulfurare al tiofenului si benztiofenului.

Se fac multe referiri la perspectivele folosirii sulfurilor $CoMo/Al_2O_3$. S-a observat ca un catalizator care are o activitate de transfer al hidrogenului converge tiofenul la H_2S.

Exista numeroase lucrari care urmaresc procesul de desulfurare fie pe modele de compusi dibenzotiofen, benzotiofen, sulfura de benzil, sulfura de octil, în conditii diferite de prelucrare cu catalizatori diferiti Co - Mo, Ni - W etc., cu catalizatori $Ni-Mo/Al_2O_3$ cu porozitati diferite sau urmaresc activitatea si selectivitatea catalizatorilor de sulfura de vanadiu, niobiu si ruteniu, din care cel mai activ s-a dovedit RuS_2. Adaosul de ruteniu în catalizatori de $Co-Mo/Al_2O_3$ creste activitatea de desulfurare.

Metode mai noi, aplicate si la scara industriala, utilizeaza zeoliti în procesul de desulfurare. Zeolitii se pot utilizat ca suport pentru catalizatori sau ca site moleculare în separare. S-a determinat selectivitatea catalizatorului cu suport de zeolit tip Y în comparatie cu Al_2O_3 în hidrodesulfurarea tiofenului cu sulfura de ruteniu si s-a urmarit absorbtia sulfului organic pe zeoliti naturali activati cu acizi.

S-a studiat desulfurarea pe catalizator $Co-Mo/Al_2O_3$ a compusilor poliaromatici cu reproducerea conditiilor industriale. Alte studii confirma dificultatea desulfurarii derivatilor de tiofen, astfel încât dibenzotiofenii dialchil disubstituiti raman pâna în faza finala a reactiei (390°C) iar alchilbenztiofenii sunt desulfurati complet la 350°C.

Metodele chimice de desulfurare ocupa de asemenea un loc important în cercetare. Se foloseste o diversitate mare de compusi chimici. Prin oxidar chimica a sulfului total: piritic, sulfatic si organic, clorura cuprica se elimina maximum 29,95% din sul ful organic. Apa oxigenata se dovedeste un reacti eficient, dar desulfurarea compusilor organici est greoaie. S-au facut încercari de oxidare cu clor.

S-au testat metode electrochimice de oxidare s s-a constatat ca oxidarea este precedata de schimbar structurale sau polimerizare.

Sulful poate fi îndepartat din carbune prin reducere si se foloseste un amestec de sodiu metalic si metoxid, butoxid sau amiloxid de sodiu. Tiofenii pot fi redusi în conditii blânde cu borohidrura si clorura de nichel.

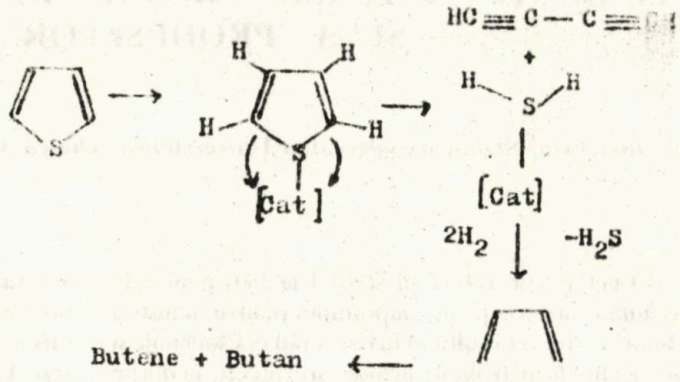


Fig. 2
Schema de desulfurare a tiofenului
Tiofen desulphuration diagram

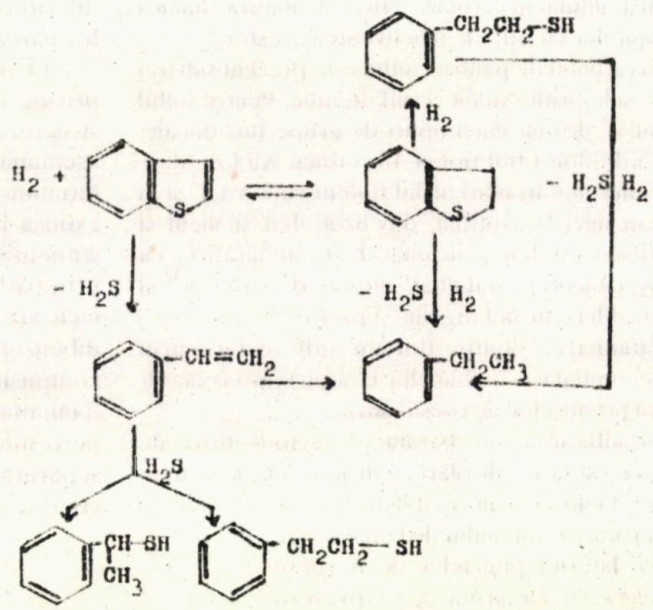


Fig. 3
Schema de desulfurare a benztiofenului
Benztiofen desulphuration diagram [18]

Se remarca si cercetarile de optimizare a procesului de desulfurare cu ajutorul unor factori fizici ca promotori, de exemplu ultrasunete, iradierea cu microunde, combinate cu alte tehnici de desulfurare.

De asemenea, sunt preocupari pentru desulfurarea directa a carbunelui prin extractie cu solventi mixturi apa - acetona prin care se extrage mai mult de 61% din sulful organic, tratare cu benzoxid de sodiu etc. Pentru o extractie mai eficienta se foloseste trecerea compusilor cu sulf în complecsi cu cationi metalici. Astfel, un model de combinatii cu sulf este izolat din petrol prin complexare cu $SnCl_4$ urmata de separare prin absorbtia cromatografica a lichidului pe silicagel, care asigura o îndepartare a sulfului în proportie de 83,7% comparativ cu absorbtia fara complexare de 61,7%. S-au folosit pentru complexare solutii de cloruri metalice de Cd(II), Co(II), Ni(II), Mn(II), Cr(III), Cu(II), Zn(II), Li(I), Fe(III). Activitatea descreste în urmatoarea ordine: $Cd^{2+} > Co^{2+} > Ni^{2+} (Mn^{2+}) > Cr^{3+}, Cu^{2+} > Zn^{2+} > Li^{+} > Fe^{3+}$.

Oxidarea enzimatica este o alta perspectiva de desulfurare a carbunelui. Oxidarea se face în matricea de carbune si sulful organic este trecut la sulfat în prezenta peroxidazei sau laccazei.

Desulfurarea biologica este obiectul multor lucrari stiintifice, bazate pe proprietatea unor microorganisme de a utiliza sulful anorganic din carbune ca sursa de energie. Pe de alta parte, încercarile de a folosi bacteriile pentru îndepartarea sulfului organic din carbune nu s-au soldat cu succes deosebit din motive economice, dar si din cauza instabilitatii genetice a bacteriilor. S-a izolat o cultura de rhodochrous (IGTS8) si bacillus sphaericus (IGTS9) care poate îndeparta 90% din sulful organic din carbune. Aceste bacterii pot rupe specific legaturile carbon-sulf. Desulfurarea dibenztiofenului se face pâna la sulfat si 2-hidroxibifenil. Culturile bacteorologice pot fi inactivate de caldura. Au fost cercetate si alte bacterii care au manifestat activitate de desulfurare, ca cele izolate din serucimina, Pseudomonas, Xantomonas, Bacillus, cu care în 15-20 de zile s-a eliminat 20% din sulful organic (dibenztiofen). Thiobacillus ferrooxidus a fost folosit pentru desulfurarea carbunilor bogati în sulf. S-a urmarit influenta unor factori externi asupra procesului de desulfurare biologica.

Utilizarea metodelor combinate ocupa un loc important în cercetare. Astfel, s-au combinat metode chimice si biologice, flotatie, chimice si bacteriologice. S-a observat ca metodele biologice cu folosirea speciilor chromatium si chlorobium sunt mai eficiente în raport cu flotatia sau tratamentul chimic cu HCl-HNO_3 si $Fe_2(SO_4)_3$.

In concluzie, cercetarile din ultimii ani privind desulfurarea carbunelui si petrolului cu derivatele corespunzatoare sunt orientate spre metode clasice ca hidrodesulfurarea catalitica, pentru care s-au testat însa catalizatori noi si tehnici perfectionate, metode chimice, metode fizico-chimice cu zeoliti, iradiere cu microunde, promotori ultrasunete, extractie directa sau trecere în complecsi metalici, oxidare enzimatica, metode biologice cu ajutorul bacteriilor etc.

REVISTA REVISTELOR

IMONO, *Japonia, , 1994, nr 2*

- *Modificarea densitatii si duritatii pieselor mari din Al turnate centrifugal, p.86*
- *Iradierea cu laser a acoperirilor suflate termic, p.92*
- *Realizarea turnatelor subtiri cilindrice din fonta ductila prin procedeul Inmold, p.100*
- *Rezistenta la oboseala sub coroziune a otelului inox cu 18% Cr în apa de mare, p.104*
- *Fabricarea turnatelor centrifugale din aliaje Al-Cr compozite cu gradient functional, p.110*
- *Efectul furanului asupra transformarii grafitului anormal în grafit nodular în turnatele din fonta, p.116*
- *Influenta continutului de Cu al aliajelor Al-Cu asupra procesului de dizolvare a Cu solid în baile de Al, p.122*
- *Realizarea cuptorului cu cuva pentru elaborarea fontei, p.128*

INFLUENTA MODULUI DE ELABORARE SI DE OBTINERE A SEMIFABRICATULUI DIN OTEL ASUPRA REZISTENTEI LA OBOSEALA ÎN AER SI ÎN MEDIUL COROSIV

Dr. ing. Liviu Palaghian, conferentiar - Universitatea "Dunarea de Jos" Galati

C. Z.: 669.14

În literatura de specialitate sunt putine date sistematice [1],[2] privind influenta tehnologiei de obtinere a semifabricatului din otel, prin turnare continua sau prin lingou, a zonei din lingou, precum si a grosimii tablelor obtinute asupra rezistentei la oboseala în aer si cu mult mai putine date privind rezistenta la oboseala în mediu corosiv.

Este cunoscut faptul ca semifabricatele sub forma de table se obtin prin laminare din lingou sau prin turnare continua. Gradul de deformare a metalului, în urma acestor procese tehnologice, influenteaza microdeformarea retelei cristaline a metalului, dimensiunile blocurilor de mozaic, tensiunile remanente de ordinul întâi, doi si trei, precum densitatea dislocatiilor [3].

In lucrarea de fata s-a luat în studiu influenta factorilor tehnologici amintiti asupra rezistentei la oboseala a epruvetelor din otel OL52 4Ak, încercate în aer si în solutie de apa cu 3% NaCl.

Conditii de pregatire a probelor

Epruvetele din otel OL52 4Ak STAS 500/2-80 au fost prelevate din table obtinute în urma laminarii din lingouri sau obtinute prin laminare din semifabricate elaborate prin turnare continua, în cadrul Combinatului Siderurgic Galati.

Tablele din care s-au prelevat epruvetele au fost realizate din lingouri de diverse marimi si din diferite zone ale acestuia (capul sau piciorul lingoului). La determinarea caracteristicilor de rezistenta la oboseala s-a tinut seama de asemenea de grosimea tablei, precum si de directia de prelevare a probei fata de directia de laminare (tab.1).

Tabelul 1

Codul probei	Mod de elaborare	Zona din lingou	Sensul de debitare	Grosimea, mm
1	lingou	cap	longitudinal	20
2	lingou	cap	longitudinal	40
3	lingou	picior	longitudinal	40
4	turnare continua	-	longitudinal	20
5	turnare continua	-	longitudinal	40
6	turnare continua	-	transversal	20

Compozitia chimica în procente si caracteristicile mecanice de rezistenta la tractiune si plasticitate a probelor încercate sunt prezentate în tabelul 2 si respectiv tabelul 3.

Metodologia de încercare

In vederea stabilirii rezistentei la oboseala în atmosfera ambianta, epruvetele au fost încercate pe masini de încercat la oboseala de încovoiere cu epruveta rotativa în consola, în ciclu alternant

Tabelul 2

%

Codul probei	C	Mn	Si	P	S	Al	Cu	Cr	Ni	Ti
1	0,22	1,40	0,33	0,022	0,020	0,038	0,02	0,01	0,03	0,049
2	0,22	1,40	0,34	0,022	0,025	0,039	0,02	0,01	0,03	0,046
3	0,17	1,32	0,31	0,019	0,019	0,036	0,02	0,01	0,02	0,041
4	0,19	1,31	0,32	0,027	0,025	0,045	0,02	0,01	0,02	0,030
5	0,21	1,38	0,33	0,037	0,045	0,046	0,02	0,01	0,02	0,038
6	0,20	1,36	0,33	0,029	0,025	0,047	0,01	0,01	0,02	0,032

Tabelul 3

Codul probei	Limita de curgere R_e/MPa	Rezistenta la rupere R'_m, MPa	Alungirea la rupere A_5, %
prescris STAS 500/2 - 80	353	510...603	22
1	385	550	22,5
2	370	570	22,0
3	355	580	23,0
4	358	530	22,5
5	360	520	22,0
6	360	535	22,0

simetric, stabilindu-se valoarea σ_{-1}, în baza de 10^7 cicli de solicitare.

Rezistenta convențională la oboseală în mediu corosiv s-a determinat tot pe mașini de încercat la oboseală cu epruveta rotativă în consolă, echipate cu dispozitive pentru aducerea și circulația mediului corosiv, baza de încercare fiind de 3.10^7 cicli de solicitare. Drept mediu agresiv s-a utilizat o soluție de apă cu 3% NaCl.

Rezultatele încercărilor pe loturi de câte 25-30 de epruvete au permis trasarea curbelor de oboseală în coordonate σ - lgN, pentru încercările în atmosfera

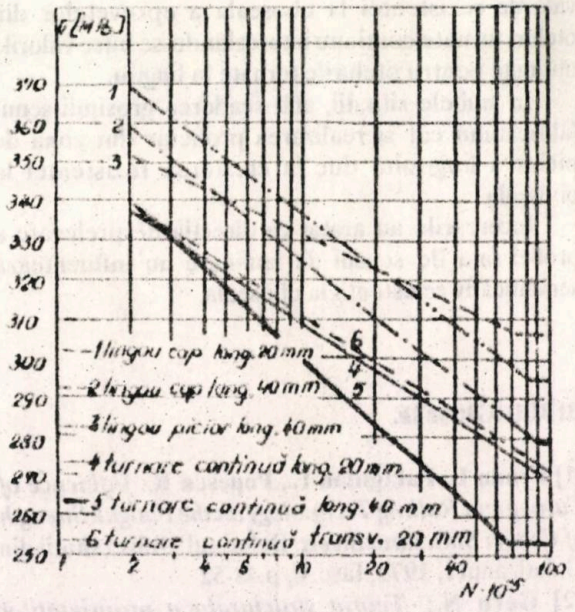


Fig. 1

Rezistența la oboseală în cazul încercărilor în aer

Fatigue strength for air tests

ambianta [5],[6]. In ceea ce privește încercările în mediu corosiv, cercetările experimentale [7] arata ca legatura dintre tensiunea aplicata si numarul de cicli de solicitare poate fi pusa sub forma unei ecuatii neliniare de tipul $\sigma^m.N = 10^c$ (1). Prin logaritmare se obtine ecuatia: $lgN = C - m lg \sigma$ (2), în care "m" si "C" sunt parametrii dreptei de regresie obtinuti prin prelucrarea statistica a datelor experimentale. Ultima relatie permite reprezentarea datelor obtinute experimental sub forma unor linii continue în coordonate logaritmice.

Rezultate experimentale obtinute în cazul încercarilor în aer

Cercetarile au aratat ca în mediul ambiant (fig.1) epruvetele prelevate din table cu grosimi de 20 mm au rezistenta la oboseala mai mare decât a celor obtinute din table cu grosimi de 40 mm, punându-se în evidenta influenta gradului de deformare la laminare. Astfel, marirea gradului de reducere favorizeaza deformarea cristalelor în directia de laminare, obtinându-se în final o structura fina de blocuri de mozaic care favorizeaza cresterea rezistentei la oboseala.

Rezultatele obtinute arata ca epruvetele prelevate din zona de picior a lingoului au o rezistenta mai mare decât a celor prelevate din zona de cap a lingoului, fapt datorat structurii omogene si mai pure a acestei zone fata de partea centrala si capul lingoului, unde exista numeroase impuritati care constituie amorse de fisuri.

Din datele obtinute nu poate fi pusa în evidenta influenta modului de prelevare a probelor fata de directia de laminare.

Scaderea gradului de deformare în cazul otelului turnat continuu face ca limita de oboseala a epruvetelor obtinute prin aceasta tehnologie sa fie sensibil mai mica fata de otelul turnat în lingou.

Rezultate experimentale obtinute în cazul încercarilor în mediu corosiv

Asigurarea rezistentei la oboseala în medii corosive este conditionata de o fabricatie îngrijita, cu evitarea impurificarii fizice prin incluziuni nemetalice si eliminarea segregatiilor, prevenindu-se formarea concentratorilor de tensiune, precum si a microcelulelor galvanice de compozitie si de disorsiune elastica, prin reducerea fie a activitatii catodice, fie a activitatilor anodice. Prin cresterea puritatii metalului se elimina zonele eterogene cu segregatii sau incluziuni care servesc zone catodice.

Incercarile efectuate (fig.2) arata ca, în cazul otelurilor turnate în lingou, cea mai mare influenta asupra rezistentei convention-

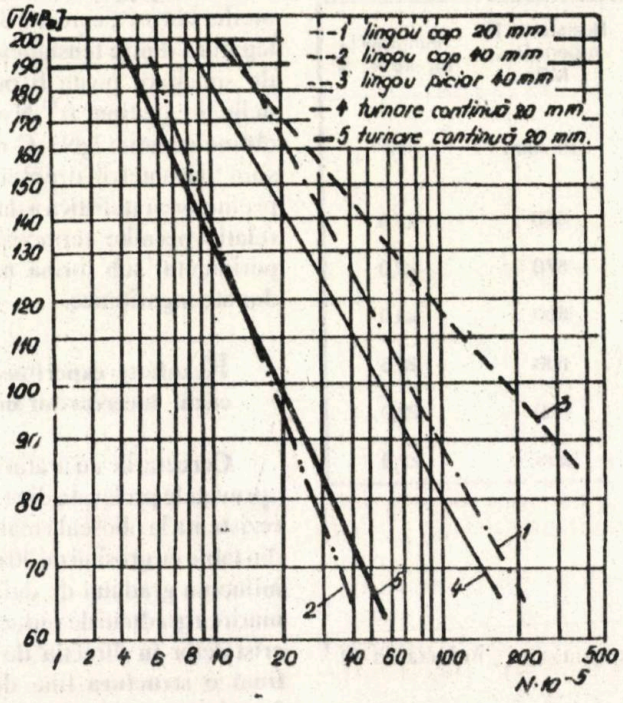


Fig. 2

Rezistenta la oboseala în cazul încercarilor în mediu corosiv (solutie de apa cu 3% NaCl
Fatigue strength for tests in corosive environment (H_2O) + 3% NaCl)

ale la oboseala în mediu corosiv o are zona din lingou din care a fost obtinut semifabricatul, epruvetele prelevate din piciorul lingoului, cu puritate ridicata, având o rezistenta mai ridicata. In cadrul semifabricatelor obtinute din aceeasi zona din lingou si prin turnare continua, grosimea semifabricatului influenteaza rezistenta la oboseala în mediu corosiv, tablele cu grosimi mai mici având rezistenta mai mare decât tablele cu grosimi mai mari. Cresterea gradului de deformare duce la realizarea unei difuzii rapide la temperaturi înalte, rezultând reducerea neomogenitatii chimice si structurale. Odata cu crestere numarului de treceri de laminare si cu micsorarea grosimii semifabricatului intensitatea cresterii tensiunilor remanente scade, micsorându-se posibilitatea apartiei celulelor cu disorsiuni elastice ale retelei cristaline (zone cu tensiuni interne) care vor functiona ca anod, materialul nedistorsionat având rolul de catod.

Încercarile arata ca în mediu corosiv valorile limitei de rezistenta la oboseala a otelurilor turnate continuu sunt comparabile cu cele ale semifabricatelor laminate din capul lingoului, intercalându-se între valorile extreme date de grosimea semifabricatului.

Concluzii

Cea mai mare influenta asupra rezistentei la oboseala în aer o are grosimea semifabricatului. Odata cu scaderea grosimii acestuia creste rezistenta la oboseala. In mediu corosiv rezistenta la oboseala este influentata cel mai pregnant de zona din lingou din care este prelevata proba. Zona cu puritatea cea mai ridicata (piciorul lingoului) are cea mai ridicata rezistenta la oboseala.

In atmosfera ambianta rezistenta la oboseala a epruvetelor obtinute din semifabricate turnate 1(n lingou este mai mare dec131t a celor obtinute din semifabricate turnate continuu. In mediu corosiv, aceasta influenta nu se manifesta în mod evident, valorile rezistentei la oboseala a epruvetelor din oteluri turnate continuu intercalându-se între valorile obtinute pentru otelurile turnate în lingou.

In ambele situatii, atât scaderea grosimii semifabricatului cât si realizarea probelor din zona de picior a lingoului duc la cresterea rezistentei la oboseala.

Incercarile au aratat ca directia de prelevare a probei fata de sensul de laminare nu influenteaza semnificativ rezistenta la oboseala.

BIBLIOGRAFIE

[1] **Crudu I., Palaghian L., Popescu R.**: *Influence of Casting and Rolling Technology on the Fatigue Strength of Certain Structural Steels*. Buletinul Universitatii din Galati, anul I, 1979, fasc.V, p.48-52

[2] **Geru N.**: *Teoria structurala a proprietatilor metalelor*. Ed.Did.si Ped., Bucuresti, 1978, p.131

[3] **Koncanda S.**: *Zmeczeniowe niszczenie metali. Wydawnictwa Naukowo-Techniczne*. Warszawa, 1972, p.123

[4] **Palaghian L., Gheorghies C.:** *Evolution of the Structural Changes in Superficial Layer Early Fatigue Process.* 8th International Conference on Fatigue, Collection of Abstracts, Kiev, 1993, p.170
[5] **Cioclov D.:** *Rezistenta si fiabilitate la solicitari variabile.* Ed. Facla, Cluj-Napoca, 1975, p.179
[6] **Weibull W.:** *Fatigue Testing and Analyses of Rezults.* Pergamon Press, Oxford, Londra, New York, Paris, 1961, p.155
[7] **Oleinik N.V., Volcev A.V.:** O forme Krîvoi corrozionnoi ustalosti detali masin. Detali masin nr.25, Kiev, 1977, p.35

REVISTA REVISTELOR

Stahl und Eisen, *Germania, 1994, nr.3*

- Optimismul este o datorie, p.29
- O noua generatie a sistemelor de masurare BFI a planitatii la table, p.39
- Sistem de cuprindere si stocare a valorilor masurate privind calitatea, la laminorul de banda lata la cald, de la Voest-Alpine Stahl Linz GmbH, p.45
- Sistem sigur în exploatare, de fixare a inelelor de volt, pentru valturile combinate de la liniile de bare si sârma din otel, p.53
- Dezvoltarea unei noi calitati de banda la rece speciala pentru ambutisarea adânca, din otel nealiat, p.61
- Otel de rulmenti amagnetic, p.69
- Tehnica de conducere-cheie a stapânirii integrale a proceselor, p.73
- Transportul naval si transbordarea minereurilor de fier, p.79
O noua ordine în economia mondiala?, p.87
Protectia mediului înconjurator în tranzactiile internationale, p.98

» 11. Informatii:

* **a)** *congrese, târguri, p.16-17*
* **b)** *informatii scurte din siderurgia mondiala, p.18-26*
* **c)** *informatii economice scurte, p.89-95*

Koks i himila, *Federatia Rusa, 1993, nr.6*

- Utilizarea carbunilor de la exploatarea la zi Taldinsk în încarcaturile pentru cocsificare, p.2
- Capacitatea de coeziune a grauntilor de carbune termodistructivi în procesul de aglutinare, p.3
*- Geneza carbunilor si calitatea cocsului, *), p.6*
- Influenta încarcarii-descarcarii în serie a cuptorului de cocsificare asupra durabilitatii peretelui intermediar de încalzire - modelarea pe calculator a actiunii de forta asupra peretilor cuptorului în procesul de cocsificare, p.9
- Cocsificarea încarcaturilor de carbune cu adaosuri de deseuri bituminoase, p.11
- Legatura indicatorilor tehnico-economici a elaborarii în furnal cu calitatea cocsului utilizat, p.13
- Conditiile formarii mezofazei în gudronul de huila de extractie, p.16
*- Experienta exploatarii bateriei de cocsificare de mare capacitate, *) p.18*
*- Cocsificarea carbunilor în reactoarele de putere foarte mare "Jumbo" *), p.22*
*- Dezvoltarea tehnologiei de încarcare a încarcaturii uscate în cuptoarele de cocsificare, *), p.24*
*- Studierea compactarii laterale a încarcaturii de carbune, legata de caracteristica împingerii pilotului de cocs, *), p.26*
*- Studierea mecanismului de formare a fisurilor în cocs, *), p.29*
*- Procedeele de formare a semicocsului, *), p.30*
*- Protectia mediului înconjurator împotriva hidrocarburilor poliaromatice formate în cadrul procesului de cocsificare, *) p.45*
- Pierderile de apa la stingerea cocsului în turnul tip confuzor- difuzie, p.46
- Prognoza uzurii cocsului si a rezistentei acestuia dupa reactia cu CO_2 în functie de caracteristicile carbunilor initiali, p.49

*) dupa materialele celui de al II-lea Congres International pentru Industria cocsochimica, Londra, 1992

PROCESAREA METALURGICA A TOPITURILOR NEFEROASE SECUNDARE PROVENITE DIN DESEURI

Dr. ing. Petru Moldovan, profesor
dr. ing. Ion Chira, conferentiar
ing. Ioan Margineau, sef de lucrari
ing. Mihaela Pana

Universitatea "Politehnica" - Bucuresti

C. Z.: 669.2/.8

In cazul topiturilor neferoase secundare obtinute din deseuri sau dintr-o incarcatura metalica cu pondere mare de material vechi (colectari, recirculat, retele, maselote), operatiile de procesare metalurgica se impun a fi realizate cu o acuratete marita comparativ cu elaborarile obisnuite.

Dupa topire si evacuarea zgurii negre, care a colectat impuritatile grobe, se trece la dezoxidare.

La deseurile topite de bronzuri si alame are loc o autodezoxidare, cu scadere corespunzatoare a continutului elementului de aliere (Zn, Sn, Al, Si) si modificarea marcii aliajului elaborat, prin trecerea la tipuri inferioare, cu grad redus de aliere.

Se recomanda o dezoxidare prin difuzie cu utilizarea de elemente dezoxidante de tipul fosforului, bariului, magneziului sau combinatii ale acestora; suplimentar se poate face o dezoxidare prin precipitare chiar cu metale de aliere sau prealiaje ale acestora (Cu-Si, Cu-Al, Cu-Mg etc.).

Oxizii insolubili rezultati (în principal MgO, SiO_2, Al_2O_3), sunt în primul rând zgurificati cu fondant (soda) si eliminati cu zgura, iar avansat sunt eliminati prin dezoxidare fizica finala (rafinarea prin barbotare cu gaze in[illegible] sau filtrare):

$$Na_2CO_{3fondant} + [SiO_2] = (2\,Na_2O \cdot SiO_2) + 2\,\{CO_2\} \quad (1)$$

$$Na_2CO_{3fondant} + [Al_2O_3] = (Na_2O \cdot Al_2O_3) + \{CO_2\} \quad (2)$$

Criolitul sau fluorzirconatii complecsi leaga oxizii insolubili (în special Al_2O_3) si concomitent realizeaza si o degazare (dehidrogenare) si chiar modificare:

$$K_2ZrF_6 + 4\,[Al] = \{AlF_3\} + 6\,KF + 3\,Zr \quad , (3)$$

$$Zr + [H] = ZrH, \quad (4)$$

In tabelul 1 se indica succint, pentru aliajele pe baza de cupru si aluminiu, principalele particularitati ale operatiei de topire si rafinare, în cazul aliajelor elaborate din deseuri.

Alegerea tipului agregatului de elaborare se realizeaza, pe lânga considerentele tehnice, si în functie de datele concrete economice, pentru fiecare caz în parte.

Deosebit de importante, dupa topire si aliere, pentru corectarea compozitiei chimice, sunt - în cazul topiturilor impure obtinute din deseuri - operatiile de rafinare (degazare, modificare).

In cadrul operatiilor industriale de rafinare a aliajelor neferoase secundare obtinute din deseuri, destinate turnarii pieselor, o dezvoltare considerabila au cunoscut-o procedeele continue si combinate, dintre care cele mai cunoscute sunt: SNIF, ALCOA, INTALCO FILD, BASFAO etc. (tab. 2).

Un aspect mult discutat si controversat în cadrul acestor tehnologii de rafinare este ordinea de realizare a fazelor de filtrare si degazare, precum si gradul optim de purificare - problema corelata cu operatia de modificare de tip exogen sau endogen, cu avantajele si dezavantajele cunoscute.

In special în cazul topiturilor de aluminiu realizate din deseuri, o problema deosebita o ridica succesiunea operatiilor de rafinare fizica, si anume filtrarea si degazarea prin barbotare cu gaz inert. In mod normal, o anumita proportie din bulele de agent de degazare pot ramâne în topitura la degazare; în faza a doua, la filtrare, bulele mici de agent degazant remanent în baie pot fi eliminate prin coagulare si flotatie. Daca însa baia este puternic impurificata cu incluziuni nemetalice grobe (cu dimensiunea medie de peste 50 μm) se poate efectua întâi filtrarea pentru eliminarea acestora si apoi degazarea.

O alta problema deosebita care se ridica la rafinarea topiturilor obtinute din deseuri este limita optima de purificare de incluziuni nemetalice solide precum si repartitia pe clase granulometrice ale incluziunilor remanente ramase în baie dupa rafinare si care joaca rol de germeni de cristalizare cu rol important în tipul structurii care se obtine la modificare; se impune ca la fiecare caz în parte sa se coreleze modul de modificare cu limita de purificare si finetea dorita pentru structura în stare turnata.

In ceea ce priveste succesiunea operatiilor de filtrare si modificare, la modificarea de exemplu cu Ti, B se formeaza particule solide active de $TiAl_3$, TiB_2 care în timpul filtrarii pot fi retinute, se impune deci ca modificarea sa fie ultima operatie înainte de

Tabelul 1

Particularitatile elaborarii aliajelor neferoase secundare
in conditiile utilizarii unei proportii mari de deseuri in incarcatura
Process particulars of nonferrous alloys making using increased scrap contents in the charge

Tipul aliajului elaborat	Cuptorul de elaborare	Stratul de productie la topire Tipuri de fondanti	Particularitatile procesarii metalurgice Tipuri de fluxuri
Alame binare, simple Tombacuri (cu max. 10% Zn)	Electric cu inductie cu miez din otel	Mangal 25% Na_2O + 65% SiO_2 + 10% NaCl	Rafinarea cu Na_2CO_3 pentru eliminarea silicei si aluminei sub forma de zguri $2Na_2O \cdot SiO_2$ si $Na_2O \cdot Al_2O_3$ Dezoxidarea cu fosfor (Cu_3P) si o autodezoxidare
Alame cu Si, Si - Pb	Electric cu inductie cu canal, creuzet cu flacara	Borax Nu se utilizeaza mangal pentru evitarea gazarii	Dezoxidare cu fosfor (Cu_3P) Degazarea prin barbotarea cu azot sau argon Degazare termica prin supraincalziri scurte Modificarea cu Zr, Ti, B sub forma de prealiaje sau saruri
Alame cu Al, Fe, Mn	Electric cu inductie cu canal	Mangal Borax Sticla pisata	Rafinare cu criolita pentru retinerea aluminei Barbotarea cu N_2 sau Ar pentru degazare Modificarea cu zirconiu sub forma de K_2ZrF_6 sau CuZr
Alame cu Ni	Electric cu inductie cu canal	Mangal	Dezoxidarea cu Mg sau P (Cu_3P)
Bronz cu staniu	Creuzet cu flacara Electric cu arc sau inductie	Nisip + sticla pisata NaCl + Na_2CO_3 Nisip + soda + borax 40%CaF_2 + 40%SiO_2 + 20%Na_2CO_3	Dezoxidarea cu P (Cu_3P) Rafinarea cu ZnO, PbO, CuO pentru eliminarea Al Amestec CuO + NaCl, pentru eliminarea Si

Tabelul 1 (continuare)

1	2	3	4
Bronz cu Sn si Zn	Electric cu inductie	Mangal	Dezoxidarea cu P (Cu_3P)
Bronz cu Al	Electric cu arc Electric cu inductie cu canal Basculant cu flacara	Mangal 90% sticla + 10% criolita	Dezoxidare cu Mn Rafinarea cu criolita pentru eliminarea Al_2O_3 si degazare Modificarea cu Zn, Ti, B, Mn, V sub forma de saruri
Bronz cu Si	Electric cu inductie cu canal	Mangal 30% sticla + 50%SiO_2 + 20%NaCl • CaF_2	Dezoxidarea cu P
Bronz cu Pb	Creuzet cu flacara Electric cu inductie	Mangal	Dezoxidarea cu P Adaosuri de nichel pentru micsorarea licuatiei
Bronz cu Be	Electric cu creuzet cu inductie, de înalta frecventa	Mangal Fondant cu $BeCl_2$	Degazarea cu N_2 sau Ar Dezoxidarea cu Mn sau Mg
Bronz cu Cr	Electric cu inductie cu creuzet	50% sticla + 50%NaF • KF	Dezoxidarea cu Mg (Cu - Mg)
Siluminuri	Creuzet cu flacara Electric cu rezistoare Electric cu inductie Cu vatra cu reverberatie	Protectia cu AlBe pentru obtinerea peliculelor dense de ($xBeOyAl_2O_3$)	Rafinare cu gaze active (clor), cu cloruri, cu gaze inerte, în vid, cu ultrasunete, cu fondanti universali
AlSi si adaosuri de Cu	Creuzet de grafit cu rezistoare Electric cu inductie	50%NaF + 50%NaCl	Rafinarea cu (30%NaF + 50%NaCl + 10%KCl + 10% 3NaF • AlF_3) Modificarea cu Ti (Al - Ti), B (KBF_4) sau Na (NaF)
Siluminuri	Electric cu inductie	40%NaF + 45%NaCl + 15% 3NaF • AlF_3	Modificarea cu P (Cu_3P sau 20% fosfor rosu + 70%KCl + 10%K_2ZrF_6) Modificarea si cu (P + S) Rafinarea cu $MnCl_2$

Tabelul 1 (continuare)

1	2	3	4
AlMg	Electric cu creuzet de grafit	Fondant universal (NaF, NaCl, 3NaF, AlF_3)	Rafinarea cu cloruri, barbotare cu argon, în vid Filtrarea continua în straturi de saruri Modificarea cu K_2ZrF_6 sau $ZrAl_3$
AlCu	Electric cu rezistoare Electric cu creuzet cu inductie	$MnCl_2$ $MgCl_2$ CaF_2	Modificarea cu Zr (K_2ZrF_6) sau AlZr Rafinarea cu cloruri, în vid sua barbotare cu Ar
AlZnSi AlZnMg	Electrice	60%$MgCl_2$ + 40%CaF_2	Rafinarea cu (NaF + NaCl) sau 3NaF • AlF_3, în vid

Tabelul 2

Filtre si tehnologii de rafinare în industria aluminiului secundar
Filters and refining technologies in secondary Al industry

Denumirea	Firma producatoare	Descrierea	Impuritati îndepartate	Dizolvate incluziuni
181	Alcoa	Strat filtrant din bile de alumina tubulara	-	da
FILTRUL T.K.R.	Tokyo Kokyo Roal	Tuburi ceramice poroase	-	da
RIGID - MEDICS	Metaullics System	Tuburi ceramice poroase	-	da
SELEE	Consolidated Aluminium	Placi filtrante cu porozitatea dirijata	-	da
FILD	British Aluminium	Strat filtrant cu bile din alumina tabulara liata cu diferite saruri; barbotare în contracurent prin tuburi perforate; topitura este protejata cu un strat de flux	da	da
469	Alcoa	Filtrare dubla printr-un strat filtrant din alumina tabulara si placa filtranta; barbotare în contracurent	da	da
DUFI	Alusuisse	Strat filtrant din cocs si placa filtranta; bule de gaz în contracurent	da	da
SNIF	Union Carbide	Camera de reactie, insuflarea gazului prin duze stationare	da	partial
622	Alcoa	Camera de reactie, insuflarea gazului prin duze rotitoare	da	partial
ALPUR	Pechiney	Idem	da	partial
MINT	Consolidated Aluminium	Camera de reactie circulara; gazul este introdus prin duze si produce turbulenta, în continuare filtrare prin filtre SELEE	da	da
KUROSAKI	Nippon Steel KUROSAKI Refractories	Placa filtranta pentru insuflare de gaze sau pentru filtrare	-	da
MULTICAST	Metaullics System	Placa filtranta din granule de corund	da	da
MOTIM	R P U	Placa filtranta cu porozitate dirijata	-	da

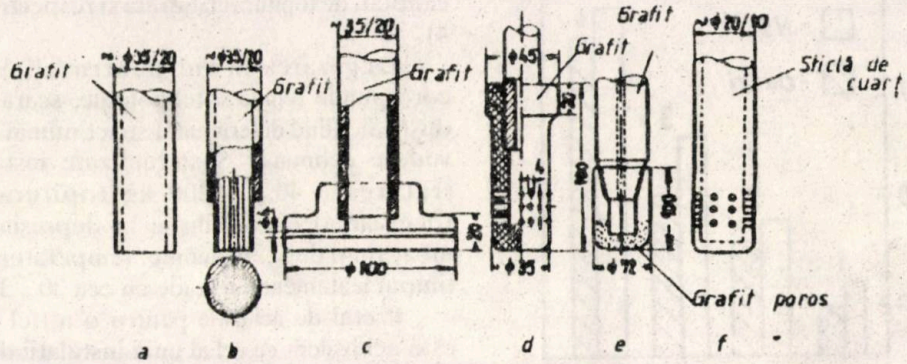


Fig. 1
Cap. rotativ poros utilizat în tehnologia SNIF (Spinning Nozzle Inert Flotation - refining systems)
Porous spinning nozzle for the SNIF process

desarjare sau sa fie efectuata chiar în timpul desarjarii, în oala sau în forma de turnare.

Ca dimensiune critica a incluziunii metalice solide retinute prin filtrare se considera particula de 30 μm; peste aceasta marime filtrarea are loc "mecanic", iar sub aceasta dimensiune se considera ca filtrarea se face pe baza tensiunii superficiale - filtru - topitura - incluziuni.

Ca materiale pentru filtre închise se pot enumera: Al_2O_3; Cr_2O_3; ZnO_2, SiO_2, grafitul poros, materialele ceramice, carbura de siliciu.

Ca filtre active se pot considera sistemele pe baza de CaF_2, MgF_2, K_3AlF_6.

Tehnic, solutia optima corecta consta în utilizarea de fluxuri universale complexe cu rol de rafinare-modificare (pe baza de K_2TiF_6, KBF_4), dar aceste saruri sunt deficitare si au cost ridicat.

Analizând chimic datele necesare din literatura tehnica de specialitate se desprinde concluzia ca pentru topiturile de aluminiu provenite din deseuri exista trei tendinte pentru efectuarea rafinarii - degazarii si anume:

» tratarea cu saruri pe baza de clor (hexacloreton);

» barbotarea baii cu clor sau/si gaze inerte (amestecuri) de tipul azotului sau argonului;

» tratarea în vid.

Desi clorul are o eficienta ridicata, exista tendinta înlocuirii lui cu alte substante cu grad mai scazut de nocivitate: CO (procedeul cu trigaz), carbofluoruri, fluoruri, cloruri etc., în principal, reactiile clorului cu topitura realizeaza atât dehidrogenarea, cât si rafinarea prin barbotare - decantare - spalare (fig. 1).

$$C_2Cl_3 \xrightarrow{700\ 800^{\circ}C} C_2Cl_4 + \{Cl_2\} \qquad (5)$$

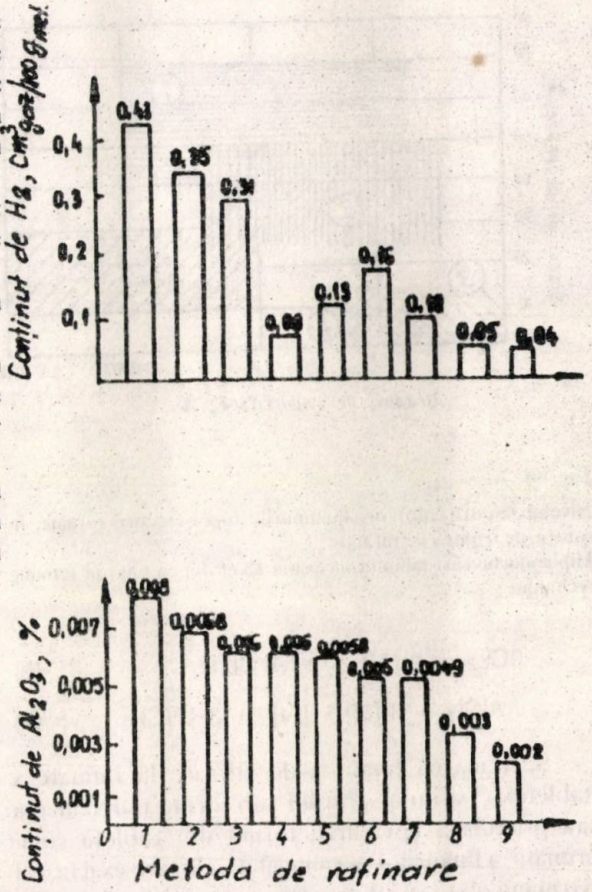


Fig. 2
Nivelul impuritatilor din aliajele secundare de aluminiu, în functie de metoda de tratare
Secondary Al alloy inclusions level depending on treatment technique

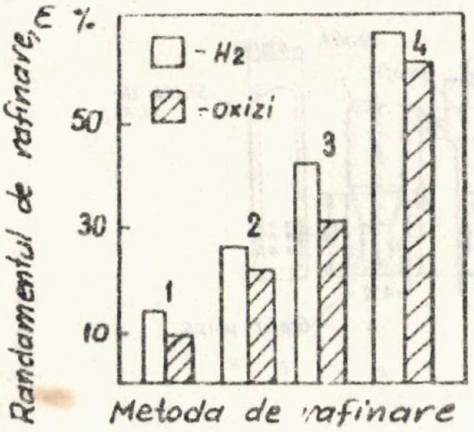


Fig. 3
Randamentul de rafinare la aliajul tip AlMg4
Refining yield for AlMg4 alloys

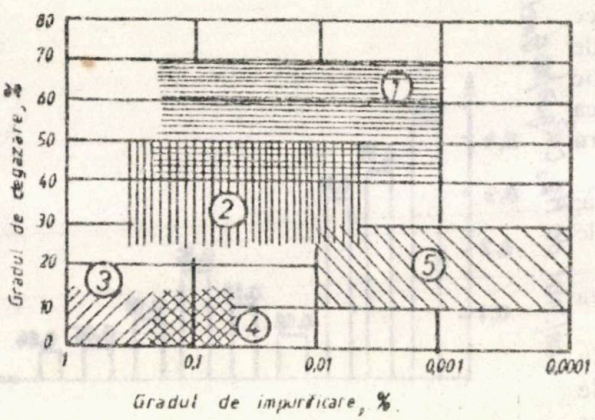


Fig. 4
Nivelul impuritatilor în siluminurile hipoeutectice turnate, în functie de tehnica de rafinare
Hipoeutectic cast silumin inclusion level depending on refining technique

$$3CL_2 + 2\,[Al] \rightarrow 2\,\{Al\,Cl_3\}, \qquad (6)$$

$$AlCl_3 + 3\,[H] \rightarrow [Al] + 3\,\{HCl\}, \qquad (7)$$

Se remarca tendinta de utlizare la rafinare a "tabletelor" si nu a sarurilor sub forma pulverulenta sau granulara (prafuri); forma de "tableta comprimata" a fluxurilor permite atât o dozare exacta, cât si o manipulare si o depozitare corespunzatoare (fara degradare, în timp sau absorbite de umiditate).

Diferenta de eficacitate între clorul pur si amestecurile mai putin nocive (cu azot si argon) se compenseaza prin durata de tratare si particularitatile tehnologiilor de barbotare (fig. 2 si 3). Comun tehnologiilor actuale (fig. 2) de rafinare (degazare prin barbotare, dezoxidare fizica prin filtrare si deci pe ansamblu rafinare) este caracterul lor continuu în timp si care se rasfrânge în întregime asupra întregii cantitati de topitura elaborata si respectiv turnata (fig. 4).

Degazarea în vid pentru aliajele turnate corespunde tehnic si tehnologic, scara aplicarii industriale fiind determinata strict numai din punct de vedere economic. Sunt realizate instalatii pentru tratarea a 40..... 1200 kg topitura, rafinarea (degazarea) efectuându-se la depresiuni de 1.... 4 mbar timp de 5... 10 minute: temperatura topiturii în timpul tratamentului scade cu cca 20... 30^0C.

Pretul de achizitie pentru o astfel de instalatie este echivalent cu cel al unei instalatii de insuflare a clorului de o aceeasi marime (fig. 5).

Tehnologia de rafinare a aliajelor de aluminiu în vid consta în aceea ca aliajul cu compozitia chimica cunoscuta, pregatit în cuptor, este traversat în oale sau într-un mixer si deasupra topiturii se realizeaza vid, conditii în care topitura este mentinuta în timp determinat.

Gama temperaturilor folosite în practica pentru tratarea în vid asigura o anumita viteza de degazare. Marirea acesteia determina intensificarea eliminarii bulelor de gaze din topitura în momentul initial al degazarii, dar determina si o crestere a pierderilor de elemente volatile. De aceea temperatura topiturii la tratarea în vid trebuie sa fie cât mai mica posibil, dar este determinata si de temperatura de turnare.

Temperaturile de turnare sunt alese pornind de la pierderile de caldura în timpul transvazarii topiturii din mixer în cristalizor, cu o oarecare rezerva stabilita pe cale experimentala, în functie de tipul aliajului, dimensiunea si forma piesei turnate, viteza de turnare etc. Temperatura de turnare este mai mare decât temperatura lichidus a aliajului cu aproximativ 50^0. De aceea în cazul tratarii în vid a aliajelor în mixer temperatura metalului topit în procesul degazarii

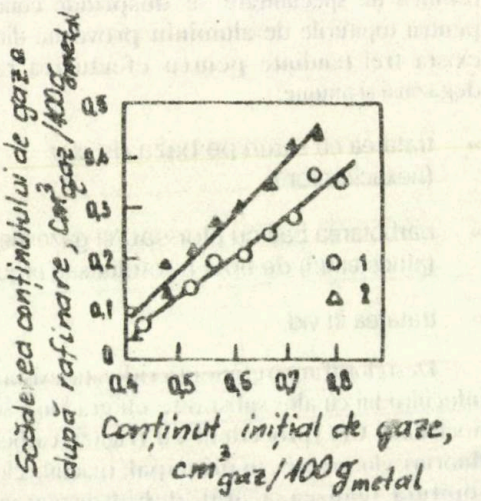


Fig. 5
Eficienta rafinarii aliajului AlMg6 fata de gradul initial de gazare
Refining efficiency of AlMg6 alloys depending on initial gas content level

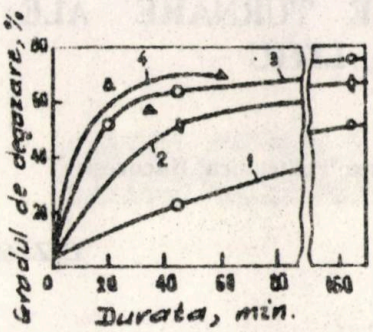


Fig. 6

Dependenta gradului de degazare în vid a aliajului tip AlMg6 în mixerul de vidare cu captuseala din beton monolit, la temperatura de 710 - 730°C, în functie de tehnica de prelucrare

Vacuum gasing level dependence on treatment technique for AlMg6 alloys in vacuum mixers with monolite concrete lining at the temperature of 710 - 730°C depending on processing technique

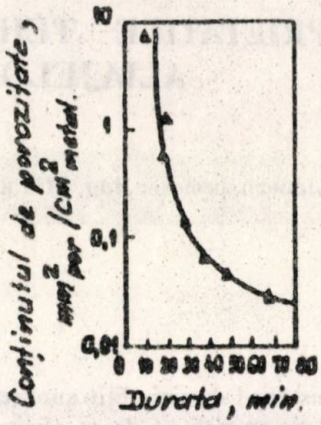


Fig. 7

Decantarea incluziunilor nemetalice în topitura tip AlMg4, dupa tratarea în vid

Settling of non - metallic inclusions in AlMg4 melt after vacuum treatment

trebuie determinata în functie de temperatura de turnare a aliajului.

Conditia necesara degazarii cu viteze mari si eficiente a cantitatilor mari de topitura o reprezinta amestecarea baii în procesul tratarii în vid. Astfel durata mentinerii topiturii la presiunea remanenta depinde de constructia mixerului, de continutul final de gaze impus pentru aliaj si se determina pe cale experimentala.

În special pentru aliajul AlMg6, la tratarea în vid în mixere cu captuseala din beton monolit, durata de degazare, dupa cum se vede în figura 6, depinde de modul de amestecare a baii metalice (fig. 6).

In vederea eliminarii din aliajul lichid a impuritatilor nemetalice grobe care pot fi retinute prin miscarea interna a topiturii în procesul de rafinare, înaintea turnarii trebuie realizata operatia de decantare a topiturii timp de 45 min. Dupa aceasta perioada, asa cum arata calculele si rezultatele experimentale (fig. 7), se desfasoara o pronuntata rafinare a topiturii de incluziunile nemetalice solide (fig. 7).

REVISTA REVISTELOR

IMONO, *Japonia, 1994, nr.3*

- Controlul microstructurii si rezistentei la frecare la fontele turnate cu 25% WCr, p.187

Cauzele deteriorarii poansonului din otel turnat slab aliat pentru cresterea duratei lui în laminarea tevilor din otel aliat, p.193

- Influenta Mn, Ni si Cu asupra calibilitatii fontei turnate cu continut ridicat de Cr, p.199

- Procesul de scadere a continutului de Si în aliajul topit Al-Si- Mg, p.205

- Analiza modificarii presiunii metalului topit în timpul solidificarii în cavitatea matritelor de turnare sub presiune, p.211

- Structura turnatelor din Zn pur solidificate sub vibratii, p.217

- Componente de matrita din cermet de boruri pentru turnarea aluminiului, p.223

PROPRIETATILE TEHNOLOGICE DE TURNARE ALE ALIAJELOR ALUMINIU-LITIU

Dr. ing. Petru Moldovan, profesor, ing. Mihaela Pana - Universitatea "Politehnica" Bucuresti

C. Z.: 669.71

Aliajele din sistemul aluminiu-litiu sunt recunoscute în literatura de specialitate drept aliaje deformabile - "wrought alloy".

Pe lânga proprietatile de superplasticitate, aceste aliaje au proprietati mecanice ridicate, rezistenta ridicata la coroziune s.a.

Dintre proprietatile mecanice enuntam: modul de elasticitate ridicat, rezistenta mecanica ridicata, proprietati bune de sudabilitate.

Datorita acestor caracteristici, pe lânga materialele compozite, aceste aliaje prezinta un interes deosebit. Din anul 1981, au loc din doi în doi ani conferinte dedicate "sistemului aluminiu- litiu" (ultima a avut loc la Carmisch-Partenchirchen, Germania). Exista chiar o editura care publica numai despre aliajele Al-Li, editura "Sandte-Stärke". In general, acest sistem este aplicabil în industria constructoare de masini, pentru turbine, pistoane, aviatie (carlinga, aripa, fuzelaj) [8]. Ca marci reprezentative sunt: 2091, 8090, 8091, cp.271, 1450, 1452, weldalite 082,092.

Diagrama de faza Al-Li a fost îndelung studiata de numerosi cercetatori: Gayle-Vandersande, Mac Alister, Schurman, Sinn Wen Chen [5].

In figura 1 este reprezentata ultima diagrama Al-Li (fig. 1).

Aliajele aluminiu-litiu se durifica prin îmbatrânire; compusii caracteristici sunt: $\delta(AlLi)$, $\delta'(Al_3Li)$, p(AlLi), Al_2Li_3), (Al_4Li_9).

Sistemul Al-Li, la fel ca si sistemul Al-Si, se caracterizeaza prin abateri negative de la comportarea solutiilor ideale ($\gamma = 1$; $G^E < 0$), ceea ce indica existenta unor interactiuni puternice între atomii de specii diferite din topituri [3].

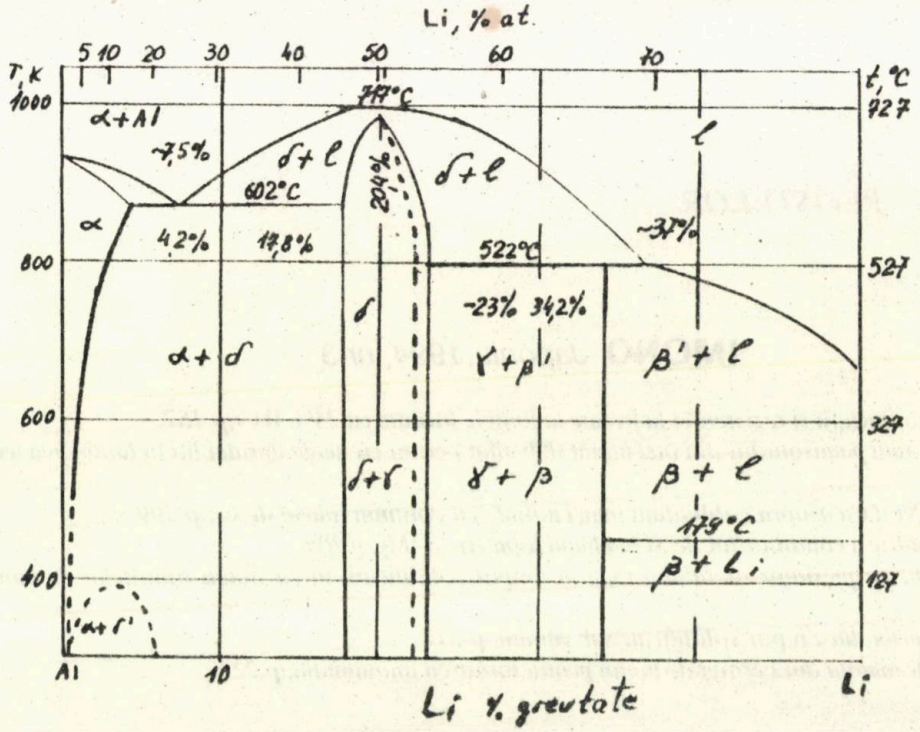


Fig. 1

Diagrama binara Al - Li cu compusii caracteristici: α = Al; δ = AlLi; δ' = Al_3Li; γ = Al_2Li; p = p' = Al_4

Al - Li binary phase diagram, showing specific phases: α = Al; δ = AlLi; δ' = Al_3Li; g = Al_2Li; p = p' = Al_4Li

Turnarea aliajelor aluminiu-litiu

Aliajele si prealiajele Al-Li se pot obtine prin mai multe metode: prin metalurgia pulberilor, prin electroliza, prin turnare [9].

Datorita reactivitatii litiului, aceste aliaje se recomanda a fi turnate în vid sau în atmosfera protectoare. Litiul are densitatea cea mai mica de 1,53 g/cm^3, este un metal moale; acesta descompune apa, în aer se aprinde formând Li_2O. Un alt inconvenient este combinatia cu azotul formând Li_3N. De aceea, pentru elaborarea, topirea aliajelor aluminiu-litiu se recomanda a fi utilizate creuzete din otel inoxidabil, creuzete din grafit acoperite cu tantal, bor, ytriu [2], [7].

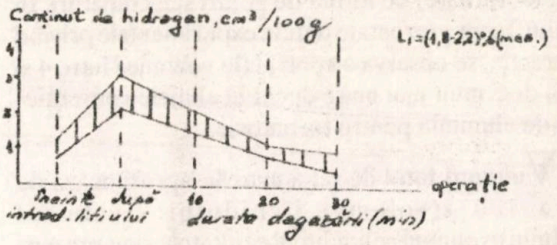


Fig. 2

Interdependenta între continutul de H_2 înainte si dupa introducerea litiului, precum si în timpul operatiei de degazare
Interdependence of H_2 contents before and after Li introduction and during degassing operations

De asemenea, materialele utilizate trebuie sa fie de puritate ridicata (Al 99,9 Li99), preferabil sub forma de folie sau granule [9].

Ca fondant se recomanda LiCl, LiF, iar ca atmosfera protectoare, Ar, He, O_2.

Atât aluminiul cât si litiul se topesc separat; aluminiul se mentine la o temperatura de 750-760^{0}C, litiul a fost mentinut la 525^{0}C.

Dupa ce a avut loc topirea celor doua metale, aluminiul topit se transvazeaza în creuzetul cu litiu. Pe timpul elaborarii este bine sa se tina seama de urmatoarele: o cantitate minima de gaze, pierderi minime de litiu. In general, pentru calculul de încarcatura este bine ca arderile litiului sa se considere în jur de 3-5% [4]. Atât aliajele Al-Li cât si aliajele de aluminiu conventionale au o tendinta ridicata de a absorbi gazele (cum ar fi hidrogenul). De pilda, continutul de gaze în aceste aliaje ajunge la 0,3-0,4 cm^3 100g; degazarea se recomanda a fi efectuata la 735-840^{0}C. In figura 2 este prezentata cresterea continutului de hidrogen [11].

$$2Li + H_2 = 2LiH;\ G_{973^0K} = -34{,}9\ kcal/mol \quad (1)$$

Presiunea de rafinare este de 2... 4 atm; se recomanda utilizarea unui argon de puritate ridicata, care asigura o degazare activa în primele 20 min. Totusi, cea mai recomandata elaborare a aliajelor Al-Li este elaborarea sub vid [4]. Metalele alcaline sunt complet nedorite (Na, K); solubilitatea acestora în aluminiul solid este zero.

In lucrare [13] se estimeaza faptul ca la limita fazei lichide compusa din metalele alcaline se micsoreaza energia la interfata si descreste tenacitatea, astfel ca reactiile care pot avea loc sunt:

$$Li + NaCl = LiCl + Na \quad (2)$$

Este cunoscut faptul ca LiCl este mai stabil decât NaCl.

Caracteristicile tehnologice de turnare ale aliajelor aluminiu- litiu

Fluiditatea - este una din cele mai importante proprietati tehnologice de turnare a aliajelor. Pentru turnarea aliajelor aluminiu- litiu se recomanda temperaturile de turnare de la 685 la 765^{0}C si supraîncalziri de la 35 la 105^{0}C. Fluiditatea aliajelor Al-Li creste liniar cu cresterea supraîncalzirii (fig. 3). Intervalul cel mai studiat al diagramei de echilibru este 1-4%; aici s-a constatat ca supraîncalzirile ajung de la 35 la 105^{0}C (tab. 1).

Contractia. Prin procesele de contractie se întelege totalitatea fenomenelor de micsorare a

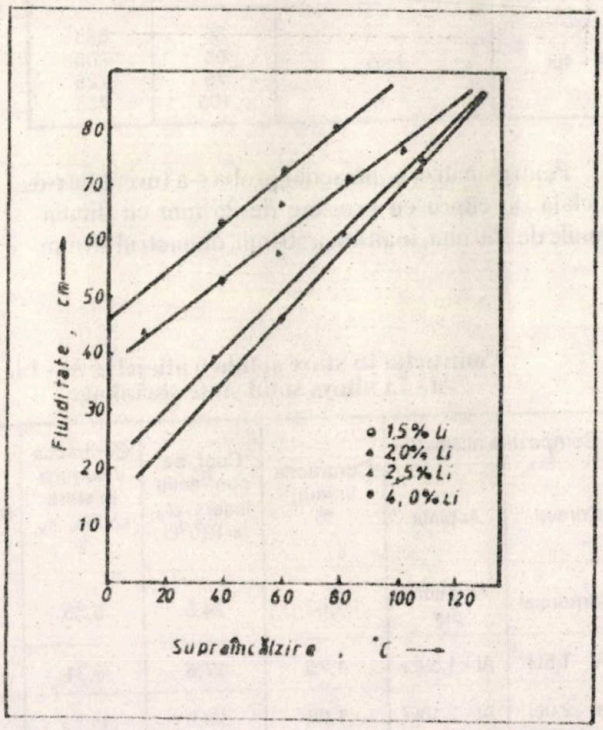


Fig. 3

Cresterea fluiditatii aliajelor din sistemul Al - Li cu gradul de supraîncalzire
Al - Li alloys system fluidity increase with superheating degree

volumului (si dimensiunilor) aliajului turnat în forma. Litiul face parte din categoria metalelor care- si maresc volumul la solidificare. Contractia volumica este:

$$\varepsilon_{v1} = \alpha_1 \cdot \Delta T_{sup.} \cdot 100\ (\%) \qquad (3)$$

unde:
α_1 este coeficientul de contractie volumica a aliajului la racirea în stare lichida;
$\Delta T_{sup.}$ - intervalul de supraîncalzire.

Tabelul 1

Valorile supraîncalzirilor pentru masuratorile de fluiditate
Superheat values for fluidity measurements

Coresp. compozitiei chimice	Punctul de topire al comp.(temp. lichidus), °C	Supra-încalzirea	Temp. de turnare, °C
Al - 1,5Li	660	35 55 75 105	695 715 735 765
Al - 2Li	655	35 55 75 105	690 710 730 760
Al - 2,5Li	655	35 55 75 105	685 705 725 755
Al - 4Li	650	35 55 75 105	685 705 725 755

Pentru analiza contractiei proba s-a turnat într-o cochila de cupru cu grosime de 25 mm cu dimensiunile de 160 mm, înaltimea 50 mm, diametrul 40 mm.

Tabelul 2

Contractia în stare solida a aliajelor Al - Li
Al - Li alloys solid state shrinkage

Compozitia aliajelor		Contractia liniara, %	Coef. de contractie liniara, α_s x 10^6/°C	Contractia volumica în stare solida, ε_v, %	Temp. solidus, °C
Coresp.	Actuala				
Comercial	Aluminiu pur	1,62	24,5	5,75	660
Al - 1,5Li	Al - 1,59Li	1,75	27,5	8,31	6665
Al - 2,0Li	Al - 2,18Li	1,88	29,8	11,59	650
Al - 2,5 Li	Al - 2,7Li	1,83	29,3	4,17	645
Al - 4,0Li	Al - 4,09Li	1,69	28,6	-	610

Tabelul 3

Volumul total de retasura al aliajelor Al - Li ($V_{ret.}$)
Total pipe volume for Al - Li alloys

Compozitia aliajului		Volumul total de retasura, cm^3
Coresp.	Actual	
Comercial	Aluminiu pur	10,6
Al - 1,5 Li Al - 2,0 Li Al - 2,5 Li Al - 4,0 Li	Al - 1,59 Li Al - 2,18 Li Al - 2,7 Li Al - 4,09Li	13,56 17,21 9,66 -

Procesele de contractie prezinta o deosebita influenta asupra formarii unor defecte în peretii pieselor turnate sub forma de goluri sau crapaturi. In tabelul 2 sunt prezentate datele experimentale privind contractia, se observa o contractie volumica între 4 si 11%, deci mult mai mare decât la aliajele conventionale de aluminiu pentru turnatorie.

Volumul total de retasura. Se aproximeaza de circa 100 x(volumul lichidului - volumul solidului)/volumul solidului. Rezultatele sunt prezentate în tabelul 3. Este cunoscut faptul ca volumul de retasura este influentat de natura aliajului, natura formei, geometria piesei turnate, conditiile de turnare.

Concluzii

Fluiditatea aliajelor Al-Li este foarte buna la lungimea probei spirale L = 800 mm (asemanator siluminurilor). O caracteristica a acestor aliaje o reprezinta fluiditatea buna la supraîncalziri ridicate.

Contractia acestor aliaje este mai mare decât a siluminurilor, deci prezinta o tendinta ridicata de formare a defectelor tip retasura, crapaturi.

Volumul de retasura este de 9 la 17 cm^3, deci aliajele Al-Li au o tendinta ridicata de a forma retasura.

Este cunoscut faptul ca natura formei influenteaza caracteristicile tehnologice ale aliajului. Aliajul Al-Li este recomandat a fi turnat prin turnarea de precizie, cu ultrasunete, vibrare, turnarea sub presiune. Dar, în acelasi timp, nu este recomandat la turnarea în forme de silicat de sodiu [13].

Datorita reactivitatii litiului cu umiditatea si oxigenul, aliajele Al-Li au o tendinta ridicata de formare a suflurilor. De aceea, este recomandata o degazare (rafinare) prealabila înainte de a fi modificat turnat [11].

BIBLIOGRAFIE

[1] **L. Baumann S. F., Williams D. B.:** *Experimental observations on the nucleation and growth of (Al_3Li) in dilute Al-Li alloys*. In: Metallurgical Transactions, S. U. A., vol. 16A, iulie, 1985

[2] **Chakravorty C. R., Chakravorty M.:** *Melting and casting characteristics of aluminium-lithium alloys*. In: Cast Metals vol. 2, S. U. A., nr. 4, 1990, p. 182

[3] **Ienciu M., Moldovan P., Panait N., Gabriela Popescu:** *Corelatiile dintre proprietatile termodinamice si procesele de elaborare-turnare a aliajelor speciale pe baza de aluminiu*. In: Metalurgia, România, 39, 1987, nr. 6, p. 269

[4]. **Ji D. X., Tian S. X., Chen C. Q.:** *A promising melting processing for Al-Li alloys - vacuum melting*. 6th International Aluminium-Lithium Conference, Berlin, 1991, Germanisch- Partenkirchen

[5] **Moldovan, P., Mihaela Pana:** *Evolutia în timp a diagramelor de echilibru Al-Li*. In: Metalurgia, România, nr. 12, 1992, p. 18

[6] **Mondolfo L. F.:** *Aluminium Alloys: Structure and properties*. Ed. Butter Worth, Londra, 1976

[7]. **Pana Mihaela:** Superalloys on the basic aluminium-lithium la Conferinta Junior-Euromat, Laussanne 24-28 August 1992.

[8] **Pana Mihaela:** *Utilizarea aliajelor aluminiu-litiu în industria constructoare de masini*. In: Constructia de masini, România, 1993, nr. 2, p. 17

[9] **Pana Mihaela, Ghica V.:** *Metode de obtinere a aliajelor Al-Li* . Conferinta Nationala de Metalurgie, Bucuresti, ian., 1993

[10] **Scheme K., Velten B.:** *Aluminium Legierungen mit hohen Lithium-Gehalt Versuche zur Entwicklung eines neuen Legierungs- typs*. In: Metall, Germania, vol. 43, nr. 6, iunie 1989, p. 534

[11] **Semenchenchov A. A., Fedosov A. S., Davydov V. G.:** *Degassing of Al-Li alloys*. Sixth International Al-Li Conference, Berlin, 1991, Germisch-Partenkirchen

[12] **Spilker J., Nolte M., Schädlich J., Sahm P. R.:** *Precision casting of Aluminium-Lithium Alloys*. Sixth International Aluminium-Lithium Conference, Berlin, 1991 Garmisch-Partenkirchen

[13] **Webster D.:** Aluminium-Lithium Alloys, vol. I (Proc. Al-Li 5), MCEP Williamburg, Virginia, 1989, 519

REVISTA REVISTELOR

Stahl und Eisen, *Germania, 1994, nr. 1*

- *Orasele gigant si mediul ambiant, p.19*
- *Protectia peretilor cazanelor recuperatoare de la convertizoare, prin acoperiri depuse cu jet de plasma, p.25*
- *Role de sprijin pentru caje de laminare cu cilindri multipli, p.31*
- *Tehnologii cu laser pentru tratarea suprafetelor pieselor de masini solicitate la uzura, p.39*
- *Solutii noi pentru micsorarea greutatii si consumului la automobile, din punctul de vedere al unui furnizor, p.43*
- *Ecran mobil cu baleiaj pentru controlul manual cu ultrasunete, p.51*
- *Modernizarea laminorului de sine de la Thyssen Stahl AG., p.57*
- *Prelucrarea termomecanica a otelurilor pentru constructii de masini, p.65*
- *Uleiuri de laminare* **CPS** *(Controlled* **P**article **S**ize*). Privire generala si analiza noilor evolutii din anii '90, p.71*
- *Optimizarea uleiurilor de laminare prin folosirea procedeelor moderne de analiza, p.75*
- *Curatirea de ulei a tunderului uleios de la laminoare cu un sistem de spalare hidromecanic, p.83*
- *Prognoza conjuncturala 1994, p.87*
- *Boala secolului "Stress", p.94*

Informatii:

a) *congrese, târguri, p. 10-12*

b) *informatii scurte din siderurgia mondiala, p. 12-17*

c) *informatii scurte economice, p. 88-92*

CERCETARI PRIVIND POSIBILITATILE DE OBTINERE A FENOLULUI SI BAZELOR DIN GUDRONUL DE HUILA

Ing. Elena Morun - S. C. ICPPAM S. A. Galati

C. Z.: 662. 749. 38

Scopul articolului este gasirea unor posibilitati de extragere a fenolilor si bazelor piridinice din gudronul de huila, în conditiile în care în prezent nu se aplica defenolarea si depiridinizarea în uzinele cocsochimice din tara.

Produsele pe baza de fenol sunt comercializate în diferite grade de puritate si amestecuri, iar bazele piridinice si chisolinice se numara printre substantele specifice cele mai valoroase ale gudronului de huila. Aceste produse au multiple posibilitati de valorificare în industria medicamentelor, colorantilor, insecticidelor.

Din probele recoltate de gudron si de fractii obtinute la distilaria de gudroane de la Galati s-au determinat fenolii si bazele prin metode chimice si cromatografice.

Initial, s-au prelucrat toate probele recoltate prin distilare în laborator cu separarea fractiilor pâna la 170; 170-210; 210- 250; 250-300; 300-360^{0}C.

Analiza probei se face în biureta cu doua baloane. Balonul inferior al biuretei se completeaza cu solutie 8-10% NaOH saturata cu clorura de sodiu si se adauga câtiva ml de benzen. Fractiile separate prin distilare în laborator între 170 si 250^{0}C se pun în biureta cu alcali. Dupa agitare timp de 15 minute se lasa sa stea pâna la terminarea schimbarii volumului alcalilor, ce începe de obicei dupa o ora.

Se citeste apoi nivelul alcalilor la aceeasi temperatura la care s-a efectuat masurarea initiala. Continutul de fenol este dat de cresterea volumului de NaOH.

Determinarea bazelor în uleiuri este bazata pe reactia bazelor cu acidul sulfuric, când se formeaza sulfati de baze, solubili în stratul de acid. Se foloseste aceeasi biureta Kattwinkel cu doua baloane si acid sulfuric solutie 20% saturata cu sulfat de sodiu.

Solutia benzenica de fractii eliberata de fenoli (s-au separat minutios fenolatii într-o pâlnie) se trece în biureta Kattwinkel, în al carui balon inferior se toarna în prealabil pâna la prima diviziune a partii cilindrice o solutie 20% acid sulfuric saturata cu sulfat de sodiu. Biureta se agita timp de 15 minute si apoi, dupa o decantare de o ora, se citeste marirea stratului de acid ce ne da volumul de baze în cantitatea de proba luata.

Rezultatele obtinute sunt prezentate în tabelul 1.

Prin metoda cromatografica au fost determinati componentii puri din gudron si din fractiile obtinute la distilarea gudronului. Analizele au fost efectuate la un cromatograf MgA existent în cadrul laboratorului nostru, iar identificarile componentilor au fost facute la spectometrul de masa de la ITIM Cluj-Napoca.

Metodele de separare a fenolilor si a bazelor prezentate în literatura de specialitate se bazeaza pe

Tabelul 1

Denumirea probei	Interval de distilare								Fenoli, %	Baze, %
	→ 170	170 - 210	210 - 235	- 235 - 250	250 - 270	270 - 300	300 - 335	335 - 350		
Gudron	0,245	1,225	6,818	2,98	3,184	4,246	8,614	6,124	2,31	1,36
Ulei fenolic	2,86	65,457	14,080 (210 - 226^{0}C)	-	-	-		-	23,74	13,15
Ulei naftalinic	0,771	18,69	72,832 (210 - 228^{0}C)	-	-	-		-	4,24	2,5
Ulei de absorbtie	0,067	0,083	41,717	26,833	20,00	5,833		-	1,95	2,0
Ulei antracenic	1,25	44,7 (170 - 270^{0}C)		-	-	7,7 270 - 300	46,35 300^{0}C	-	1,5	1,4

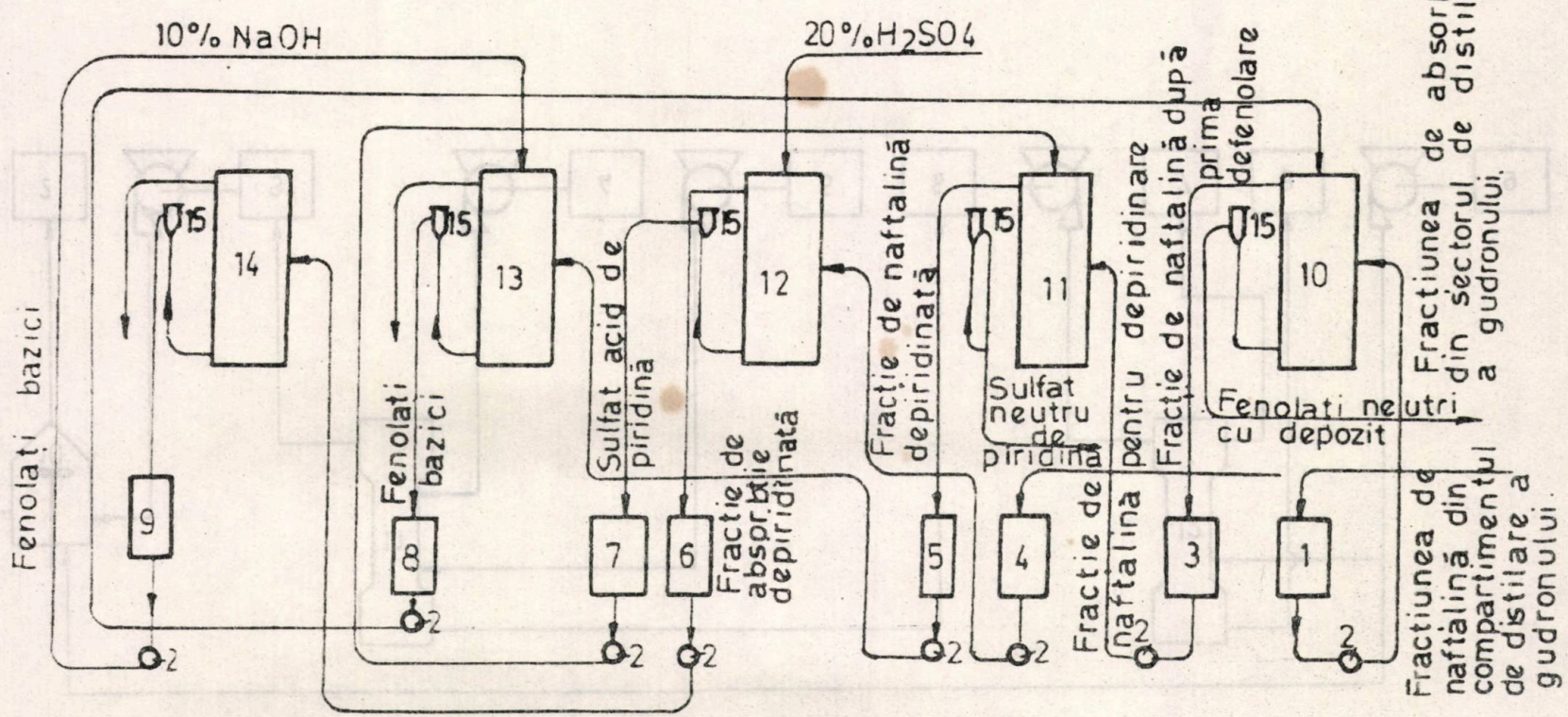


Fig. 1

Schema tehnologica pentru spalarea continua a fractiunilor de naftalina si de absorbtie din sectia de distilare a gudronului: 1 - rezervorul pentru fractiunea de absorbtie nespalata; 2 - pompe centrifuge; 3 - rezervor pentru fractiunea de naftalina dupa prima defenolare; 4 - rezervor pentru fractiunea de absorbtie nespalata; 5 - rezervor pentru fractiunea depiridinata; 6 - rezervor pentru fractiunea de absorbtie depiridinata; 7 - rezervor pentru sulfaatul acid de piridina; 8, 9 - rezervor pentru fenolati bazici; 10 - aparat de spalare pentru prima defenolare a fractiunii de naftalina; 11 - aparat de spalare pentru desprinderea fractiunii de naftalina; 12 - aparat de spalare pentru depiridinarea fractiunii de absorbtie; 13 - aparat de spalare; 14 - aparat de spalare pentru defenolarea fractiunii de absorbtie; 15 - regulator de nivel

Process diagram for continuous washing of naphtalene fractions and absorbtion in a tar distillation shop

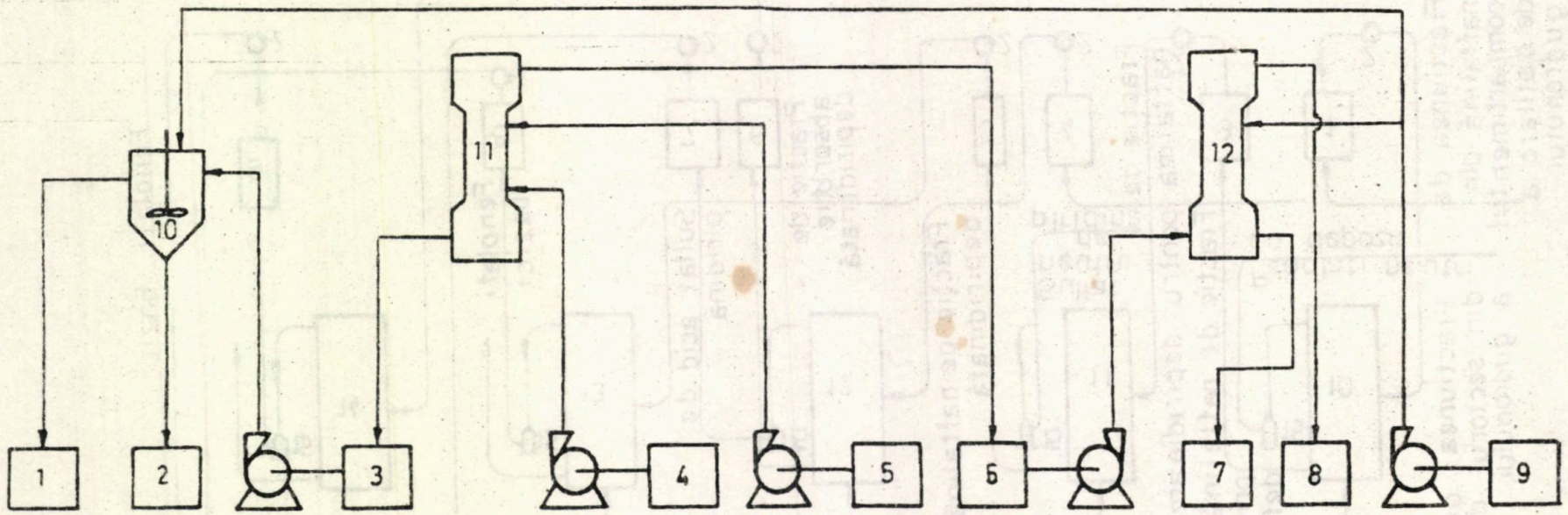


Fig. 2

Schema tehnologica a obtinerii bazelor piridinice grele brute si a fenolatilor: 1 - rezervor de bazaepiridinice; 2 - rezervor pentru sulfat de sodiu; 3 - rezervor pentru sulfat de piridina; 4 - rezervor de H_2SO_4 25%; 5 - rezervor de fractie; 6 - rezervor de fractie; 7 - rezervor de fenolati; 8 - rezervor de fractie; 9 - rezervor solutie NaOH 15%; 10 - melanjor; 11 - extractor; 12 extractor

Process diagram for producing heavy pyridine bases phenolates

tratarea fractiilor obtinute din SPG, cu NaOH solutie 10-15% si apoi cu H_2SO_4 solutie 20-25% în instalatii relativ simple, constând din amestecari si separari repetate cu obtinerea de fenolati si sulfati acizi de piridina care sunt prelucrati în continuare, obtinându-se fenolii bruti si bazele brute.

Reactia de formare a fenolatilor este:

$$ROH + NaOH \leftrightarrow RONA + H_2O$$

Cu cât baza utilizabila pentru spalarea uleiurilor este mai concentrata, cu atât este mai concentrata solutia de fenolati si cu atât mai putin sunt ei hidroizolati.

Defenolarea uleiurilor prin metoda extractiei cu soda caustica se caracterizeaza prin patru etape de lucru principale si anume:

- *amestecarea uleiurilor cu soda caustica, cu obtinerea de lesie bruta de fenolati;*
- *rafinarea lesiei brute de fenolat;*
- *precipitarea fenolului brut din lesia de fenolat rafinata cu bioxid de carbon, cu formarea simultana de solutie de soda;*
- *regenerarea sodei caustice prin caustificarea solutiei de soda cu oxid de calciu.*

Extragerea fenolilor se mai poate face si direct, cu ajutorul unor solventi selectivi.

Ca singur procedeu cu solvent s-a impus procedeul Phenoraffin de la firma Lurgi. Ca agent solvent selectiv se utilizeaza o solutie apoasa de fenolat de sodiu, care are o mare capacitate de dizolvare a fenolilor. Pe scara industriala se lasa sa se atinga o suprasaturare a lesiei de fenolat până la 350% din cantitatea de fenol combinata stoichiometric. Din lesia de fenolat de sodiu sunt izolati prin extractie cu izopropileter.

O alta metoda de separare concomitenta a fenolilor si a bazelor piridinice din fractiile obtinute la distilarea gudronului, în special fractia de absorbtie si naftalinica, este prezentata în figura 1. Aici separarea fenolilor se face cu soda caustica, iar cea a bazelor - prin tratare cu acid sulfuric 20%.

De piridinizarea decurge dupa reactiile:

$$2RN + H_2SO_4 \leftrightarrow (RN)_2SO_4 \text{ sulfat de piridina sau}$$

$$RN + H_2SO_4 \leftrightarrow (RN)H_2SO_4 \text{ sulfat acid de piridina}$$

Bazele piridinice grele obtinute în acest mod sunt prelucrate în continuare prin distilare.

Pe baza rezultatelor obtinute în laborator si tinând seama de metodele de separare existente, s-a experimentat în laborator o separare a fenolatilor si a bazelor din fractiile de naftalina si de absorbtie.

Spalarea fractiei naftalinice s-a facut cu solutie de NaOH - solutie H_2SO_4 - solutie de NaOH, iar cea a fractiei de absorbtie s-a facut cu solutie H_2SO_4 - solutie NaOH.

S-a folosit pentru separarea fenolilor solutie 10% NaOH, iar pentru separarea bazelor piridinice solutie 20% H_2SO_4. Pentru spalarea unui kg de ulei naftalinic cu 2,5% baze piridinice grele si 4,24% fenol s-au folosit 75 g H_2SO_4 20% si 252 g NaOH 10%, iar pentru a spala 1 kg ulei de absorbtie cu 2% baze piridinice grele si 1,95% fenol s-au consumat 60 g H_2SO_4 20% si 117 g NaOH 10%.

Instalatia propusa pentru obtinerea fenolatilor si a bazelor piridinice din fractiile naftalinica si de absorbtie rezultate la distilarea gudronului este prezentata în figura 2.

Fractia obtinuta la distilarea gudronului intra în rezervorul 5, de unde cu pompa se alimenteaza la partea inferioara a extractorului II. In partea superioara a extractorului se dozeaza cu pompa solutie 20-25% acid sulfuric din rezervorul 4.

Sulfatul de piridina se extrage prin partea de jos a extractorului în rezervorul 3, iar fractia depiridinizata cu continut remanent de baze piridinice de 0,2 - 0,3% se extrage la partea superioara a extractorului si prin intermediul rezervorului 6 se alimenteaza la partea inferioara al extractorului 12. La partea superioara a acestuia se dozeaza cu pompa solutie de hidroxid de sodiu 15% din rezervorul 9, pâna la un continut remanent de fenoli în fractie de 0,3%.

Fenolatii de sodiu se extrag la partea inferioara a extractorului în rezervorul 7, iar fractia defenolata si dipiridinizata în colectorul 8.

Sulfatul de piridina din rezervorul 3 se alimenteaza în melanjorul 10, unde se dozeaza de asemenea o solutie de hidroxid de sodiu 15% din rezervorul 9. Dupa amestecari si decantari, în partea de jos a melanjorului se extrage solutia de sulfat de sodiu în rezervorul 2 (pH-ul solutiei se mentine neutru, iar continutul remanent de baze va fi de aproximativ 1%). Bazele piridinice separate la partea superioara a melanjorului se colecteaza în rezervorul 1, urmând a fi purificate.

BIBLIOGRAFIE

[1] x - Spavocinik Koksochimica, Tam. III
[2] **Petrenko O. S.**: *Productia de baze piridinice în uzinele cocsochimice*. Ed. de stat tehn. st. Karkov 1961
[3] x - *Controlul de laborator al productiei cocsochimice*, Moscova 1968
[4] **Franck H. O., Collin O.**: Stein Kohleteer, 1968
[5] Koks smola gaz, U. R. S. S., nr. 1/1990, p. 11
[6] Koks i himia, U. R. S. S., nr. 5/1984, p. 26
[7] Koks i himia, U. R. S. S., nr. 9/1981, p. 38
[8] Koks i himia, U. R. S. S., nr. 8/1982, p. 56

[9] Koks i himia, U. R. S. S., nr. 8/1983, p. 34
[10] Koks i himia, U. R. S. S., nr. 2/1984, p. 30
[11] Koks i himia, U. R. S. S., nr. 5/1984, p. 26
[12] Koks i himia, U. R. S. S., nr. 12/1985, p. 20
[13] Koks i himia, U. R. S. S., nr. 1/1987, p. 35
[14] Koks i himia, U. R. S. S., nr. 5/1987, p. 31
[15] Koks i himia, U. R. S. S., nr. 7/1987, p. 34
[16] Koks i himia, U. R. S. S., nr. 12/1988, p. 29
[17] British Chemical (engineering and process technology), Anglia, nr. 1/1972, p. 69
[18] Kemija Industry, Polonia, nr. 2/1971
[19] Bitumen, teere, asphalte, peche, nr. 25/1974, p. 349
[20] Journal of Chromatog. In: Science, Anglia, nr. 8/1970, p. 608.

Al 3-lea Congres European de furnale

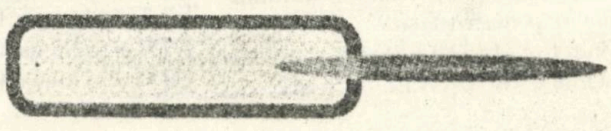
Al 3-lea Congres International de cocserie

Gent (Belgia), 16-18 sept. 1996

Organizatori: C R U - Luttich (Liege) - Belgia
V D Eh - Düsseldorf - Germania.

Tematica propusa:

- *calitatea cocsului pentru furnale*
- *conducerea moderna a furnalului si tehnici de insuflare*
- *functionarea furnalului cu consum mic de cocs*
- *exploatarea, reglarea si automatizarea cocseriilor*
- *prepararea încarcaturii furnalului*
- *protectia mediului la cocserii*
- *mijloace pentru realizarea de campanii lungi de functionare a furnalelor*
- *epurarea gazului si echipamente noi la cocseriile conventionale*
- *tehnologii alternative de elaborare a fontei si tehnologii noi de cocsificare.*



POSIBILITATI DE CRESTERE A GRADULUI DE SCOATERE LA METAL

STUDIU DE CAZ

Doctorand ing. Petrus Gaspar - S.C. LAMINORUL S.A. Focsani

C.Z.: 621.771

Consideratii generale

Tendintele actuale în tarile dezvoltate si cu traditie în cadrul sectorului metalurgic este de a realiza produse din metal cu un grad de prelucrabilitate cât mai mare si de a realiza un grad de scoatere cât mai aproape de 100%.

Aceste tendinte, în economia acestor tari s-au realizat prin îndeplinirea urmatoarelor deziderate:

a) adoptarea unor tehnologii de vârf;

b) cresterea fiabilitatii utilajelor ceea ce a dus la reducerea si chiar eliminarea avariilor;

c) gradul ridicat de automatizare al instalatiilor de prelucrare;

d) cresterea nivelului calitativ al productiei si eliminarea rebuturilor finale.

În general, laminoarele din România sunt laminoare mecanizate, cu un grad mic de automatizare, deficiente ce se reflecta în final, într-un grad redus de scoatere si în calitatea produsului finit. Materia prima având o pondere ridicata în costurile de productie (mergând în unele cazuri pâna la aproximativ 85%) se impune ca prima strategie, atingerea deziderateIor de mai sus prin metode si cai specifice fiecarei unitati prelucratoare, în functie de urmatorii factori:

- *tipul laminorului*
- *dotarile existente*
- *fondurile alocate*
- *spatii excedentare*
- *nivelul de calificare al personalului muncitor*

Ca linii directoare pentru atingerea parametrilor de crestere a gradului de prelucrabilitate si a gradului de scoatere a metalului se pot enumera:

» regândirea fluxurilor tehnologice

» modernizarea utilajelor existente

» aplicarea tehnologiilor de vârf

» ridicarea nivelului profesional al personalului.

Realizarea acestora presupune investitii mari sau foarte mari, oprirea capacitatilor de productie cu efect imediat în cresterea pretului de livrare, determinata de necesitatea amortizarii cheltuielilor de investitii.

În conditiile în care alegerea uneia din cele 4 cai descrise mai sus sunt greu de realizat cu efecte imediate, se poate spune ca este remarcabila reprelucrarea deseurilor tehnologice si a productiei declasate, pe capacitati de productie realizate în mare parte prin efort propriu. Acestea se numesc uzual microlaminoare sau minilaminoare. Acolo unde au fost amplasate, aceste minilaminoare si-au dovedit eficienta si utilitatea chiar în conditiile economiei planificate ce a fiintat pâna în 1989 si sunt premise ca în conditiile economiei de piata, în care nu conteaza atât cantitatea cât calitatea si eficienta activitatii rolul lor sa poata fi hotarâtor în scaderea costurilor de productie si chiar în utilizarea rationala a fortei de munca. Utilizarea minilaminoarelor prezinta câteva mari avantaje printre care se pot enumera:

» prelucreaza o materie prima declasata care de obicei se returneaza la otelarii si deci se vinde la un pret foarte scazut;

» constructia nu necesita investitii mari, folosindu-se de obicei subansamble si utilaje disponibile, uzate sau chiar casate;

» amplasarea lor se face de obicei în spatii excedentare, existente în uzine, deci nu necesita investitii pentru constructii hala si chiar utilitati;

» produsele finite, în varianta cea mai simpla, fac parte din categoria profilelor mici, profile care au o mare cautare pe piata interna si chiar externa;

» structurile de baza privind aprovizionarea si desfacerea sunt asigurate prin personalul

deja existent, deci nu mai sunt necesare cheltuieli suplimentare pentru aceste activitati.

Activitatea de constructie a acestor microlaminoare se poate defalca pe doua etape, fapt dictat de gradarea cheltuielilor de executie astfel:

- **Etapa I.** *Dotarea minima a microlaminorului cu utilaje care sa permita atingerea urmatoarelor teluri:*

  * *a) valorificarea superioara a deseurilor tehnologice a avariilor tehnologice si a materiilor prime ce sosesc sub prevederile STAS, prin laminarea în profile simple sau fasonate.*

  * *b) reconditionarea unor produse finite ce nu se încadreaza în normele de calitate.*

- **Etapa a II-a.** *Dotarea suplimentara a acestor microlaminoare (aflate în stadiul din etapa I) astfel încât sa se permita realizarea de profile asimetrice si speciale ce pot constitui semifabricate cu un mare grad de precizie, pentru realizarea unor piese în constructia de masini sau alte ramuri industriale.*

Capacitati de productie tip minilaminoare în România

In tabelul 1 sunt prezentate pe scurt majoritatea capacitatilor de productie tip minilaminor existente în tara la nivelul anului 1989.

Variante constructive, tipuri de utilaje

In general se poate constata o mare diversitate constructiva a acestor minilaminoare. Constructia lor este dictata de inventarierea urmatoarelor elemente principale:

* *a) dimensiunile sutajelor sau a rebuturilor ce se preteaza unei noi relaminari;*

* *b) calitatile de otel ale acestor sutaje;*

* *c) posibilitatile de amplasare în spatii existente cât mai aproape de utilitatile capacitatilor în functiune;*

* *d) tipul si profilul produsului finit ce se impune a fi realizate;*

* *e) utilaje disponibile casate sau propuse spre conservare existente în cadrul societatii;*
  f) capacitatea de realizare a subansamblelor si a constructiilor cu forte proprii;

Tabelul 1

Denumirea societatii comerciale	Denumirea capacitatii de productie	Capacitatea aprox., t/an
SIDERURGICA S. A. Hunedoara	- minilaminor 1 - minilaminor 2 - laminor bile	1500 t/an 2000 t/an
LAMINORUL S. A. Braila	- minilaminor 1 - minilaminor 2	2000 t/an 2000 t/an
DUCTIL S. A. Buzau	- minilaminor	2000 t/an
PROMET S. A. Beclean	- minilaminor	2000 t/an
IND. SÂRMEI S. A. Câmpia Turzii	- minilaminor 1 - minilaminor 2	2000 t/an 2000 t/an
GRIVITA S. A. Bucuresti	- minilaminor 1 - minilaminor 2	2000 t/an 3000 t/an
FAUR S. A. Bucuresti	- minilaminor	3000 t/an
TRACTORUL S. A. Brasov	- minilaminor	3000 t/an
AUTOCAMIOANE S.A. Brasov	- minilaminor	3000 t/an

* *g) utilizarea fortei de munca disponibilizata din alte sectoare de activitate.*

Din punct de vedere al perfectionarii, al acuratetii tehnologice si al abordarii pe baze stiintifice a proiectarii acestor minilaminoare o contributie esentiala a avut-o dr. ing. Samoilescu Silviu care a proiectat si executat la SIDERURGICA S.A. Hunedoara o astfel de capacitate de productie denumita "LAMINOR DE BILE".

Aceasta permite realizarea bilelor în gama ϕ 30-80 mm dar si laminarea scurtaturilor de tagle sau a rebuturilor tehnologice în diverse profile, în special

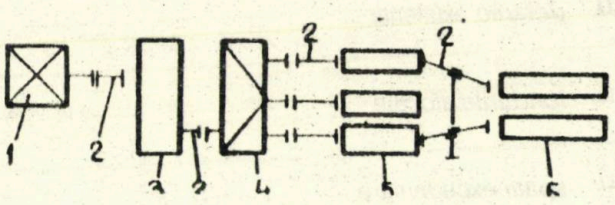


Fig. 1

Prezentarea schematica a laminorului de bile de la Siderurgica S. A. Hunedoara: 1 - motor electric; 2 - bare cuplare; 3 - reductor; 4 - caja de angrenaj; 5 - caja de lucru trio; 6 - caja duo pentru laminarea bilelor

Schematic presentation of the ball mill from Siderurgica Hunedoara: 1 - electric motor; 2 - coupling bars; 3 - reductor; 4 - gearing stand; 5 - working stand; 6 - stand for balls milling

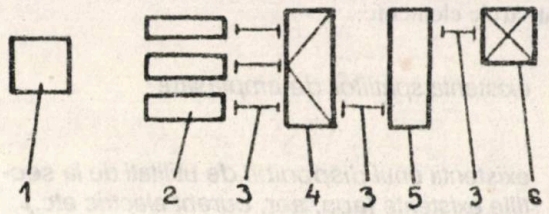


Fig. 2

Prezentarea schematica a unui minilaminor pentru prelucrat sutaje în sectiune echivalenta ϕ 32 rezultate din debitarea capului barei la laminoarele de sârma : 1 - cuptor tip camera; 2 - caja trio; 3 - bara de cuplare; 4 - caja de angrenaj; 5 - reductor; 6 - motor
Schematic presentation of a minimill for the processing of the cuttings with equivalent section of ϕ 32 ressulted from the head bars uttering at wire mills: 1 - chamber type furnace; 2 - 3 stand; 3 - coupling bar; 4 - gearing stand; 5 - reductor; 6 - motor flow - sheet

rotund. Schematic acesta este prezentat în figura 1. Uzual, se folosesc pentru laminarea sutajelor rezultate din debitarea capului barei dupa caja 6 la laminoarele de sârma, microlaminoare compuse din:

» cuptor tip camera;

» motor curent;

» caja angrenaj + reductor;

» caja trio real pentru laminare.

Schematic minilaminoarele de acest gen se prezinta în figura 2.

Pentru laminarea sectiunilor rotunde de pâna la ϕ 20-22 se pot folosi minilaminoare cu încalzire prin inductie si caje duo orizontale si verticale dispuse în tren continuu.

Tipuri de cuptoare

Functie de productivitatea orara si dimensiunile de material folosit se pot folosi trei tipuri de cuptoare:

* *a) cuptor camera cu vatra fixa;*

* *b) cuptor cu vatra mobila;*

* *c) cuptor cu inductie.*

Tipuri de caje

Alegerea tipului cajei este în strânsa legatura cu tipul actionarii. Se pot folosi:

» caje duo reversibile

» caje trio

» combinat caja duo cu caja trio.

Alegerea tipului de actionare poate fi strâns legata de gradul de flexibilitate a turatiei care poate fi:

» turatie nereglabila;

» turatie reglabila.

Pentru turatii nereglabile se folosesc motoare de curent alternativ iar pentru turatii reglabile se folosesc motoare de curent continuu. Ca tipuri de motoare se pot exemplifica:

» motoare asincrone trifazate protejate, cu rotor bobinat

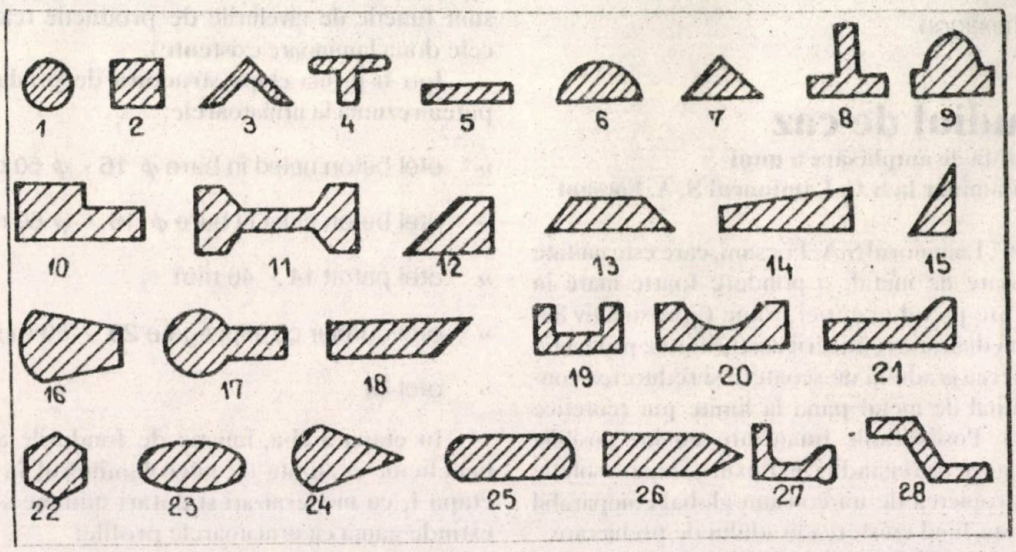


Fig. 3

Produse finite ce se pot realiza pe minilaminoare
Finished products to be manufactured on minimills

» motoare asincrone trifazate închis, cu rotor bobinat

» motoare de curent continuu de tip MCM de diverse puteri si turatii functie de tipul cajei.

Profile ce se pot realiza pe minilaminoare

Produsele finite ce se realizeaza pe minilaminoare se pot grupa în:

» profile standardizate

» profile speciale

Acestea sunt prezentate în figura 3.

Din grupa profilelor standardizate se pot enumera:

» rotund ϕ 14 - ϕ 20

» patrat 10 - 25

» cornier în gama $< 20 - < 45$

» otel beton neted în bare

» otel T

» otel beton canelat în bare

» otel semirotund

» otel Z

» otel triunghiular

» otel lat

» otel hexagon.

Studiul de caz

Varianta de amplasare a unui minilaminor la S.C. Laminorul S. A. Focsani

La S.C. Laminorul S.A. Focsani, care este unitate prelucratoare de metal, o pondere foarte mare în costuri o are pretul materiei prime (aproximativ 80-85%). Una din caile reducerii costurilor de productie ar fi cresterea gradului de scoatere si reducerea consumului final de metal pâna la limite pur teoretice (1,025 t/t). Posibilitatile financiare nu fac posibile retehnologizari si regândiri de fluxuri, singura solutie pentru apropierea de un consum global comparabil cu cel de sus fiind cresterea gradului de prelucrare.

Nivelul actualelor consumuri de metal de la S.C. Laminorul S.A. Focsani asigura o incarcare onorabila cu materie prima din sutaje si rebuturi pentru un minilaminor, justificând amplasarea lui. Amplasarea lui ar mai fi indicata daca tinem seama si de urmatoarele elemente:

¤ *existenta spatiilor de amplasare*

¤ *existenta unui disponibil de utilitati de la sectiile existente (apa, aer, curent electric etc.)*

¤ *existenta personalului necesar*

¤ *existenta structurilor auxiliare (aprovizionare, desfacere, transport)*

¤ *posibilitatea realizarii cu forte proprii în proportie de aproximativ 80-85%*

¤ *posibilitatea realizarii etapizate a investitiei*

¤ *posibilitatea utilizarii unor materiale repere si utilaje scoase din uz de la laminoarele existente*

¤ *posibilitatea utilizarii unor utilaje disponibile la laminoare din tara, ceea ce ar face posibila achizitionarea lor la preturi reduse.*

Inventariind posibilitatile de asigurare cu materie prima a acestui microlaminor, în conditiile unei productii cât de cât onorabile, realizata pe cele doua laminoare existente ar putea rezulta o capacitate de reprelucrare cuprinsa între 3000 si 4500 t/an (cifrele sunt functie de nivelurile de productie realizate de cele doua laminoare existente).

Intr-o prima etapa structura de productie s-ar putea rezuma la urmatoarele:

» otel beton neted în bare ϕ 16 - ϕ 60 mm

» otel beton striat în bare ϕ 16 - ϕ 60 mm

» otel patrat 14 - 40 mm

» otel cornier cu aripi egale 25 - 50 mm

» otel lat.

In etapa a II-a, functie de fondurile alocate si beneficiile realizate de microlaminorul în faza din etapa I, cu modernizari si dotari minime s-ar putea extinde gama cu urmatoarele profile:

» profil Z

» profil T

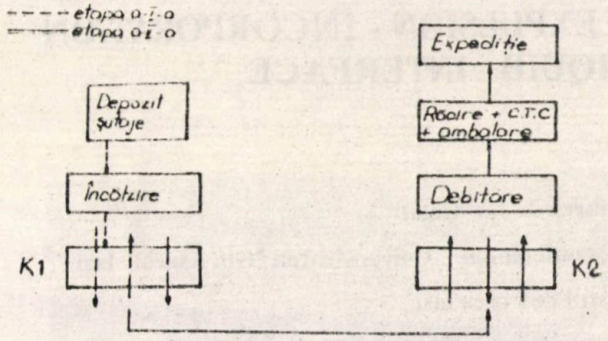


Fig. 4
Schema posibila de flux tehnologic pentru varianta din studiul de caz
The possible flow - sheet for the alternative of studied case

» profile speciale (fig. 3)

Un posibil flux tehnologic în conditiile acestui studiu de caz este prezentat în figura 4.

Multe din costurile necesare realizarii profilelor pe actualele laminoare sunt nule în cazul realizarii produselor de microlaminor, ceea ce poate creste rentabilitatea acestei capacitati de productie. In acest sens se pot exemplifica urmatoarele:

¤ *cheltuieli cu transportul materiei prime*

¤ *cheltuieli cu aprovizionarea si desfacerea*

¤ *cheltuieli cu pregatirea tehnologica*

¤ *cheltuieli cu reviziile si reparatiile.*

Acest lucru este posibil datorita faptului ca pentru aceste capitole, structurile necesare realizarii lor sunt existente în S.C. Laminorul S.A. si preluarea acestor activitati de catre ele ar face ca gradul de ocupare al personalului existent sa se apropie de o cifra cât mai optima.

În aceste conditii cheltuielile reale de investitii facute prin efort propriu ar ajunge aproximativ 25% din costul unei investitii care s-ar realiza în conditiile în care nu ar exista nimic. In conditiile acestui studiu de caz se poate estima ca, costul real al investitiei (fara a lua în calcul valoarea utilajelor si a materialelor existente si refolosite la ora actuala) se poate amortiza într-un timp relativ scurt (dependent de variantele tehnologice adaptate) care nu poate fi mai mare de aproximativ 1,5 - 2 ani. Chiar în conditiile tranzitiei la economia de piata când fondurile necesare unor noi investitii sunt greu de gasit, cifrele de mai sus pledeaza pentru amplasarea unui microlaminor în orice uzina care are drept materie prima metalul. Cu atât mai mult aceste capacitati de productie îsi au un rol bine definit în cadrul unitatilor prelucratoare din metalurgie.

Laminorul S.A. Focsani este una din putinele societati comerciale din metalurgie ce nu s-a dotat cu un minilaminor.

In ciuda multiplelor avantaje, care reies din cele prezentate mai sus, toate demersurile facute de autor privind amplasarea unui minilaminor au fost sortite esecului.

Totusi, în conditiile în care metalul are o ascendenta spectaculoasa din punct de vedere al pretului o buna gospodarire a lui poate sa fie un subiect de analiza zilnica în toate societatile comerciale ce au drept materie prima METALUL.

BIBLIOGRAFIE

[1] **S. Samoilescu, E. Cazimirovici:** *Calibrarea cilindrilor de laminor.* Editura Tehnica, 1983, Bucuresti

[2] Studiu D.I.M.: Obtinerea de profile laminate pe minilaminoare si extinderea gamei de astfel de produse

REVISTA REVISTELOR

MPT, *Germania, 1994, nr.1*

- *Atentia inginerilor concentrata asupra turnarii continue si laminarii, p.6*
- *Programul conferintei METEC 1994, p.10*
- *Prima miniotelarie tailandeza care produce bare din otel si sârmă laminata, p.40*
- *Automatizarea cuptorului oala la combinatul Hadeed al Societatii Siderurgice Saudite, p.66*
- *Sistemul UTHS, tehnologie de obtinere a benzilor ultrasubtiri la cald, p.72*
- *Sistem de masurare a planitatii din noua generatie produs de BFI, Germania, p.80*
- *Noua linie de recoacere si decapare pentru benzi inox late de la uzinele Crefeld ale Thyssen [illegible] AG, p.90*

AN ANALYSIS OF SEVERAL MODELS DESCRIBING THE PHENOMENON OF PARTICLE EXPULSION - INCORPORATION BY THE SOLID - LIQUID INTERFACE

Dr. ing. Florea Oprea, profesor - Universitatea "Dunarea de Jos" Galati
Dr. ing. Marcel Agop, conferentiar, dr. ing. Ioan Carcea, conferentiar - Universitatea "Gh. Asachi" Iasi
Ing. Constantin Gh. Buzea, ing. Carmen Buzea - Institutul de Fizica Iasi

C.Z:669.017

Introduction

In a recent article entitled "Discussion of Behavior of Ceramic Particles at the Solid - Liquid Interface in Metal Matrix Composites", Roschen Sasikumar [1] finds fault with the model suggested in [2], [3] by Ştefănescu et al, the aim of the above - mentioned model being to describe the phenomenon of particle expulsion - incorporation by the solid - liquid interface in motion, as well as to compute the critical speed at which the transition expulsion - incorporation takes place. Criticism is directed both against general principles (the definition of incorporation, the force diagram, the concept of critical speed), and against the model as such (expressions of forces, integration limits, etc.). The end of the article sets forth a way for overcoming these difficulties on the basis of the results in [4] and [5].

In their turn, Ştefănescu et al. [6] answer this criticism by eliminating the direction suggested in [1].

In this paper, based on a single set of equations, some of the results given in [2], [3], [4], [5] are to be found again, this time as particular situations. The two models discussed above are shown to be equivalent.

Mathematical modeling

Let us consider the set of equations:

i) the equation of motion

$$m\bar{a} = \sum_i \bar{F}_i \qquad (1)$$

where m is the mass of the particle and $\sum_i \bar{F}_i$ represents the resultant of the forces acting on it;

ii) the equation of thermal conductivity

$$C\rho \frac{\partial T}{\partial \tau} = k\Delta T + q \qquad (2)$$

where C is the specific heat, ρ - the density, k - the thermal conductivity, T - the temperature, q - the intensity of the heat energy sources, τ represents the time and Δ is the laplacean.

iii) the equation of the heat balance

$$k_L \nabla T_L - k_S \nabla T_S = \rho_S \lambda v_P \qquad (3)$$

where k_L represents the thermal conductivity of the liquid state, k_S - the thermal conductivity of the solidification front, ρ - the density of the solid state, λ - the latent solidification heat, v_P - the penetration rate of the solidification front, ∇T_L - the gradient in the liquid state and ∇T_S - the gradient corresponding to the solid state.

Let now us apply the equations in the analysis of the phenomenon of particle expulsion - incorporation by the liquid - solid interface.

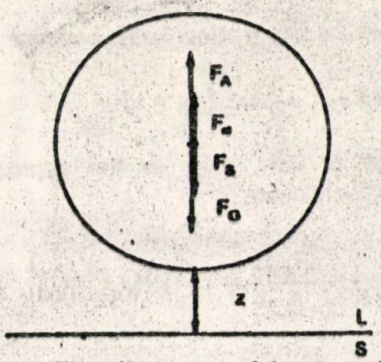


Fig. 1. The diagram of forces acting on a spherical particle pushed by the solidification front.

An Analysis of SDKM Model

A spherical particle pushed by the solidification front is being acted on by the following forces (fig. 1):
i) the gravitational force

$$F_G = \frac{4\pi}{3} r^3 \rho_P g \tag{4}$$

where r is the radius of the particle, ρ_P - the density and g - the acceleration of gravity;
ii) Archimedes' force

$$F_A = \frac{4\pi}{3} r^3 \rho_L g \tag{5}$$

where ρ_L is the density of the liquid;
iii) Stokes' force

$$F_S = 6\pi\eta r v \tag{6}$$

where η is the dynamic viscosity of the liquid and v is the speed of the particle;
iv) the force of superficial tension [7]

$$F_\sigma = 2\pi r \Delta\sigma = 2\pi r \Delta\sigma_0 \left(\frac{d_0}{z}\right)^n \tag{7}$$

with

$$\Delta\sigma_0 = \sigma_{PS} - \sigma_{PL} \tag{8}$$

where $\Delta\sigma_0$ represents the maximum value of the superficial tension corresponding to d_0, σ_{PS} is the superficial tension solid - particle, σ_{PL} - the superficial tension liquid - particle, d_0 - the minimum distance solid - particle corresponding to the state of equilibrium, and z is the distance solid - particle.

Under these condition, equation (1) yields to:

$$ma = \sum_i F_i = (F_A - F_G) + (F_\sigma - F_S) . \tag{9}$$

In equilibrium, a=0, so that the elementary work of the resultant force is annulled, i. e. [8]

$$(F_A - F_G)\,dz + (F_\sigma - F_S)\,dz = 0 \tag{10}$$

whence, by integrating

$$\int [(F_A - F_G) + (F_\sigma - F_S)]\,dz = 0 . \tag{11}$$

The integral limits in (11) depend on the manner incorporation is being defined. Thus, if a particle is considered to be incorporated when half of its value is caught by the solidification front [2] (fig. 2), then the integration limits in (11) are

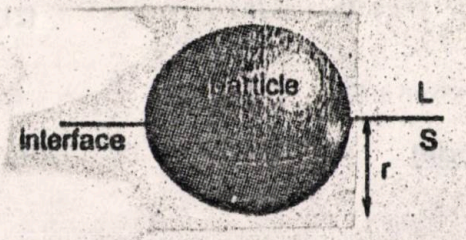


Fig. 2. The incorporation is launched when half of the particle's volume is caught by the solidification front.

$$z_1 = d_0 ; \; z_2 = d_0 + r \tag{12}$$

so that (11), together with (12), in the approximation $d_0 / r << 1$, leads to the expression of the critical speed:

$$v_C^{(I)} = \frac{1}{6\eta r}\left[\frac{2\Delta\sigma_0 d_0}{n-1} + \frac{4}{3} r^3 (\rho_L - \rho_P)\right] . \tag{13}$$

This results differs from the one obtained in model [2].

If incorporation is considered to occur when the whole volume of the particle is caught by the solidification

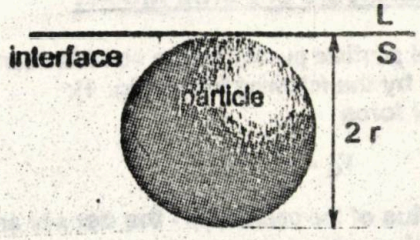


Fig. 3. The incorporation occurs when the whole volume of the particle is caught by the solidification front.

front [9] (fig. 3), then the integration limits become:

$$z_1 = 2\,d_0\,;\;\; z_2 = 2\,(d_0 + r) \tag{14}$$

whence (11), together with (14), in the approximation $d_0 / r << 1$ leads to the relation:

$$v_C^{(2)} = \frac{1}{6\,\eta\,r}\left[\frac{\Delta\sigma_0\,d_0}{(n-1)\,2^{n-1}} + \frac{4}{3}r^3(\rho_L - \rho_P)\right]. \tag{15}$$

This result differs is similar to the one obtained in [3] only in the case of ionic crystals (n=2).

The insertion of corrections due to the thermal properties of the liquid and of the particle may be made on the basis of equation (3), which is particularized for the system liquid - particle. In equilibrium, it becomes:

$$k_L\,\nabla T_L - k_P\,\nabla T_P = 0\,. \tag{16}$$

Taking into account the "cambering" effect of the interface [2] (fig. 4a) from the temperature diagram (fig. 4b) it follows that

$$\nabla T_L = \operatorname{tg}\varphi_1 = \frac{T - T'}{d_0} = G\left(1 - \frac{d}{d_0}\right) \tag{17}$$

$$\nabla T_P = \operatorname{tg}\varphi_2 = \frac{T_1 - T_2}{2\,r} = G\,\frac{(d_0 + 2\,r) - d_0}{2\,r} \tag{18}$$

where G is the temperature gradient. By substituting (17) and (18) into (16) we obtain:

$$d = d_0\left(1 - \frac{k_P}{k_L}\right) \tag{19}$$

whence (13) and (15) with $d_0 \to d + d_0$ [2] yield to

$$v_C^{(1)'} = \frac{1}{6\,\eta\,r}\left[\frac{2\,\Delta\sigma_0\,d_0}{n-1}\left(2 - \frac{k_P}{k_L}\right) + \frac{4}{3}r^3(\rho_L - \rho_P)\right] \tag{20}$$

and respectively to

$$v_C^{(2)'} = \frac{1}{6\,\eta\,r}\left[\frac{\Delta\sigma_0\,d_0}{(n-1)\,2^{n-1}}\left(2 - \frac{k_P}{k_L}\right) + \frac{4}{3}r^3(\rho_L - \rho_P)\right]. \tag{21}$$

The result (19) is similar to the one obtained in the model given in [2].

An Analysis of SRP Model

Equation (1) may be written as

$$m\,\frac{d\,\vec{v}}{d\,t} = m\,\frac{\partial\,\vec{v}}{\partial\,t} + m(\vec{v}\nabla)\vec{v} = \sum_i \vec{F}_i\,. \tag{22}$$

Projected on z - direction (22), in stationary state $\left(\frac{\partial\,v_z}{\partial\,t} = 0\right)$, it becomes [4], [5]

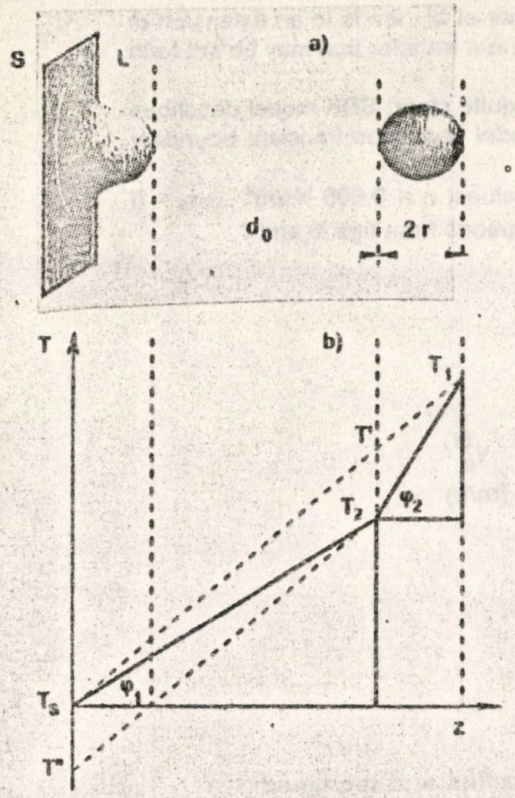


Fig. 4. a) The cambering of the solid - liquid interface as a result of heat transfer; b) Temperature diagram.

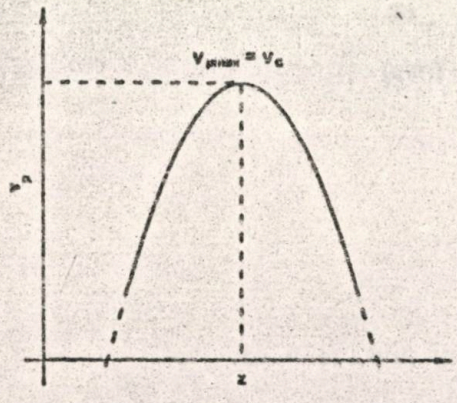


Fig. 5. The speed of the solidification front dependence on the distance particle - interface.

$$m[v_p(z)-v]\frac{d[v_p(z)-v]}{dz}=\sum_i F_{iz}(z) \qquad (23)$$

where $v_p(z)$ is the speed of the particle, v - the speed of the interface, z - the distance between the center of the particle and the interface, $\sum_i F_{iz}$ - the resultant of the forces acting upon the particle and m - the mass of the particle. The annuiment of the left term of this equation ($v_p=v$) corresponds to the maximizing criterion [7], so that (23), while taking into account (4), (5), (6) and (7), by integral calculus, within the limits (12) or (14) leads to (13) and (15) respectively.

The relation

$$v_p = f(z) \qquad (24)$$

is obtained from (2) with $\frac{\partial T}{\partial \tau}=0$ and

$$k_L\frac{dT_L}{dz}=-\int q_L\,dz \qquad (25)$$

respectively

$$k_p\frac{dT_p}{dz}=-\int q_p\,dz\,. \qquad (26)$$

Therefore

$$\frac{1}{\rho_p\lambda_p}\left(k_L\frac{dT_L}{dz}-k_p\frac{dT_p}{dz}\right)=\frac{1}{\rho_p\lambda_p}\int(q_p-q_L)dz=v_p \qquad (27)$$

In the special case when

$$(\rho_p\lambda_p)^{-1}(q_p-q_L)=2(az+b) \qquad (28)$$

where a, b are constants, the relation (28) becomes

$$v_p = az^2+bz+c \qquad (29)$$

where c is an integration constant. This result with the restrictions

$$\Delta = b^2-4ac>0;\ a<0 \qquad (30)$$

leads to the dependence from figure 5 which has the same form as the one given in [4], [5].

Conclusions

A single set of equations, meant to describe the phenomenon of particle expulsion - incorporation by the liquid - solid interface has been suggested. This set, particularized to the model set forth by Ştefănescu et al., made possible an extension of the results this author obtained.

The same set, particularized to the model proposed by Sasikumar et al., leads to an extension of the results Sasikumar offered, taking into account the "various" laws of heat transfer that may be set forth in (27).

In such a context, the equivalence of the two models becomes quite clear: SDK model describes the phenomenon expulsion - incorporation in equilibrium and SRP model describes transient boundary phenomena.

Choosing in equations (13) and (15) the following parameters values: $\eta = 0.005$ Ns/m^2 , $\Delta\sigma_0 = 5$ N/m, $d_0 = 1$ [illegible] $\rho_L - \rho_P = 10^3$ kg/m^3, we obtain the graphical representations from figs. 6 and 7.

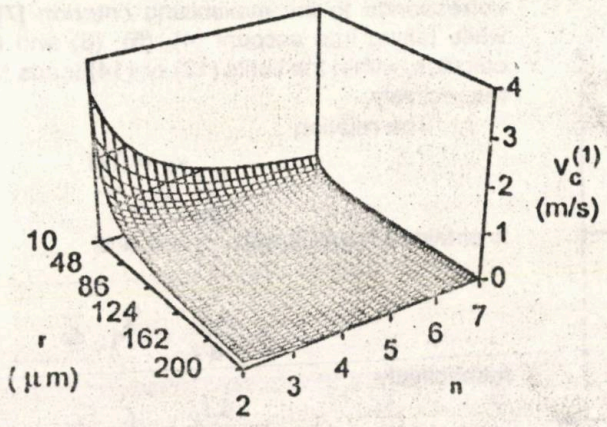


Fig. 6. The critical velocity dependence on the particle radius and the liquid nature n given by relation (13).

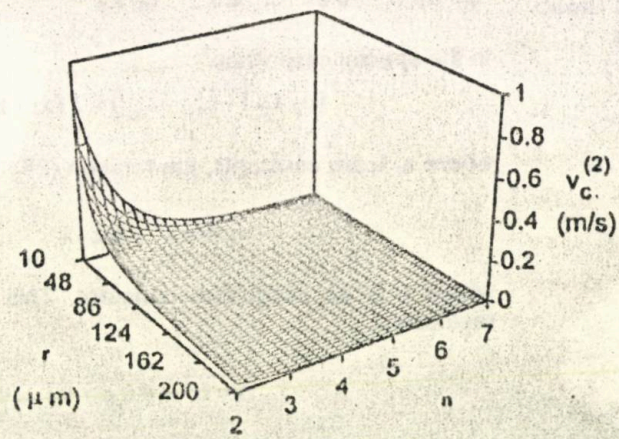


Fig. 7. The critical velocity dependence on the particle radius and the liquid nature n given by relation (15).

From the figs. 6 and 7 one can notice that the critical velocity increases with the increasing of the particle radius, being a maximum for ionic crystals (n = 2) and a minimum for molecular liquids (n = 7). These results are in agreement with the experimental determinations [2], [3].

Taking into account the thermal conductivity of the particle and of the liquid and choosing n = 2, from the figs. 8 and 9 it results that the critical velocity increases with the decreasing of the ratio k_P/k_L .

These results are in agreement with those obtained in [2] and [3].

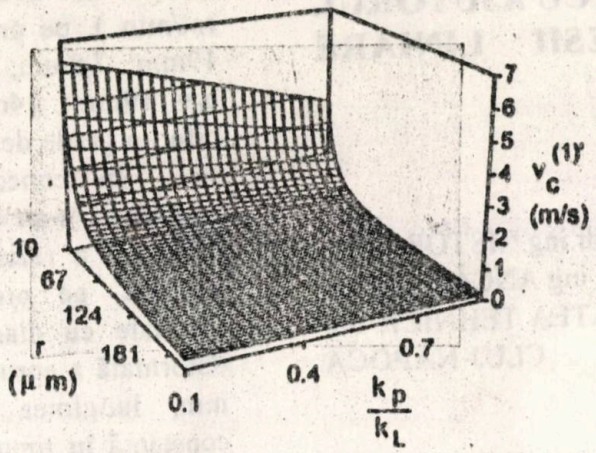


Fig. 8. The critical velocity dependence on the particle radius, r, and the ration particle / liquid thermal conductivity, k_P/k_L , given by relation (20).

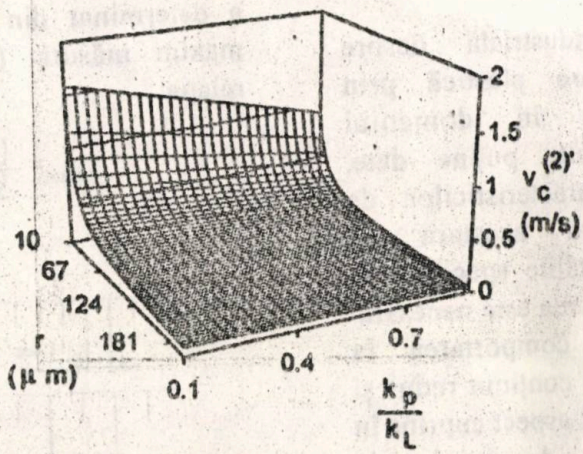


Fig. 9. The critical velocity dependence on the particle radius, r, and the ration particle / liquid thermal conductivity, k_P/k_L , given by relation (21).

References

1. R. Sasikumar, Metall. Trans. A, 23 A, 2326 (1992).
2. D. M. Ştefănscu, B. K. Dhindaw, S. A. Kacar and A. Motra, Metall. Trans. A, 19 A, 2847 (1988).
3. D. M. Ştefănscu, A. Motra, S. A. Kacar and B. K. Dhindaw, Metall. Trans. A, 21 A, 231 (1990).
4. R. Sasikumar, T. R. Ramamohan and B. C. Pal, Acta Metall. 37, 7, 2085 (1989).
5. R. Sasikumar and T. R. Ramamohan, Acta Metall. 39, 4, 517 (1991).
6. D. M. Ştefănscu, B. K. Dhindaw, S. Ahuja, Metall. Trans. A, 23 A, 2328 (1992).
7. D. R. Uhlmann, B. Chalmers and K. A. Jackson, J. Appl. Phys. 35, 10, 2986 (1964).
8. I. Carcea and M. Agop, *Transitions and Equilibrium Processes in Metal - Ceramic Particles Systems*, Preprint No 1 (1994), "Gh. Asachi" Technical University, Iaşi, România.
9. J. Potschke and V. Rogge, J. Cryst. Growth 94, 726 (1989).

MODELAREA EVOLUŢIEI REZISTENŢEI LA DEFORMARE ÎN DOMENIUL DE LAMINARE LA SEMICALD CU AJUTORUL UNEI REGRESII LINIARE MULTIPLE

dr.ing. NISTOR Liviu
ing ANCĂU Mircea
UNIVERSITATEA TEHNICĂ din CLUJ-NAPOCA

C.Z.: 539.374

CONSIDERAŢII GENERALE

În practica industrială despre procesele de deformare plastică prin laminare, desfăşurate în domeniul semicald, sunt cunoscute puţine date. Urmărirea evoluţiei caracteristicilor de deformare şi legătura acestora de parametrii şi particularităţile specifice în care se desfăşoară laminarea este necesară.

Cu privire la comportarea la deformare a oţelurilor cu conţinut redus şi mediu de carbon, singurul aspect cuprins în standardul lor este domeniul de temperatură la care aceste oţeluri se pot deforma la cald. Ori, larga întrebuinţare a acestor oţeluri în producţia de laminate, deformarea lor în condiţii cât mai adecvate scopului urmărit, alegerea parametrilor utilajelor folosite pentru deformare, etc. reclamă cunoaşterea cât mai obiectivă a acestor caracteristici şi structura lor într-o formă utilă practicii.

DESFĂŞURAREA ÎNCERCĂRILOR EXPERIMENTALE

Evoluţia rezistenţei la deformare cu temperatura s-a urmărit pe oţeluri, avînd un conţinut de carbon cuprins în intervalul 0.1-0.5%. Laminarea s-a realizat pe un laminor duo 250 (cu turaţia cilindrilor 37 rot/min), pe probe cu dimensiunile: h_0= 19mm; 7,8mm; 5,4mm; 4mm; 3,2mm şi b_0= 19mm; 14mm; 7,8mm; 5,4mm, cu diferite grade de deformare(ε=0,1-0,35).

În concordanţă cu regimul de laminare s-au efectuat încercări de măsurare a rezistenţei la deformare prin răsucire, pe probe prelevate din bare laminate cu diametrul 20mm. Porţiunea deformată a epruvetelor a fost de ∅ 8x32 mm, lungimea acestora menţinîndu-se constantă în timpul deformării. Încălzirea epruvetelor s-a făcut prin inducţie utilizîndu-se un generator de înaltă frecvenţă de 1,9MHz.

Efortul tangenţial maxim (τ_{max}) s-a determinat din momentul de răsucire maxim măsurat (M_{tmax}), folosindu-se relaţia:

$$\tau_{max} = \frac{(3+C)}{2\pi r^3} M_{tmax}; \qquad (1)$$

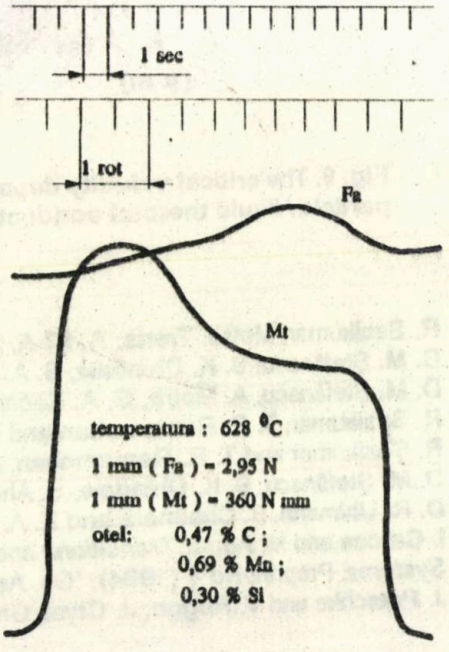


Fig.1. Oscilograma de evoluţie a momentului de răsucire şi a forţei axiale la temperatura 628°C pentru oţel(4).

în care: r este raza porțiunii deformabile a epruvetei;

c -coeficient de corecție;

Caracterul specific al evoluției momentului de răsucire (M_t) și a forței axiale (F_a) rezultă din oscilograma înregistrată în timpul deformării (fig.1).

EVOLUȚIA DATELOR EXPERIMENTALE

Conținutul în carbon și, deci, calitatea oțelului joacă un rol important asupra rezistenței la deformare în intervalul 600-800 °C.

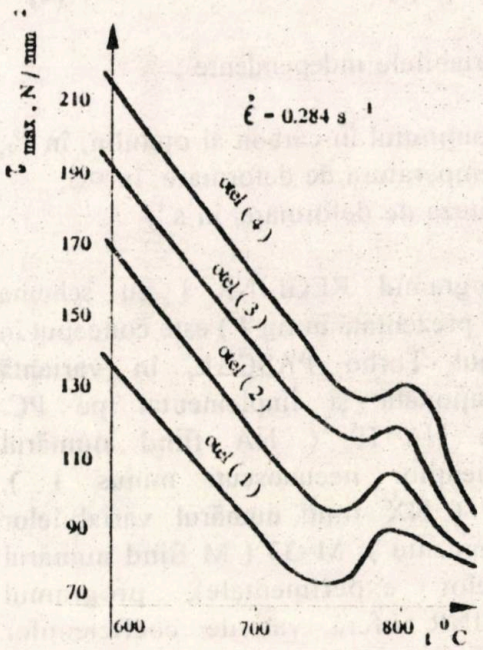


Fig 2. Evoluția rezistenței la deformare (τ_{max}) , cu temperatura

(oțel 1: 0.11%C,0.49%Mn,0.29%Si
oțel 2: 0.21%C,0.52%Mn,0.31%Si
oțel 3 0.34%C,0.68%Mn,0.32%Si
oțel 4 0.47%C,0.69%Mn,0.30%Si)

O dependență cu atât mai mult apropiată de o dreaptă, cu cât conținutul în carbon este mai mare, mai ales la temperaturi corespunzătoare începutului

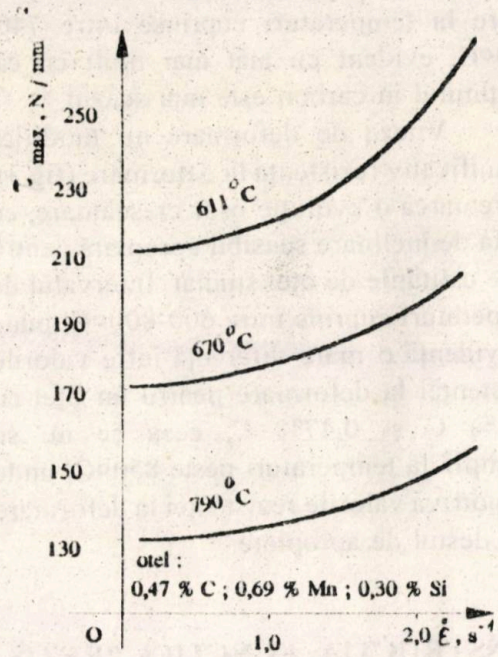


Fig.3.a. Evoluția rezistenței la deformare (τ_{max}) , cu viteza de deformare .

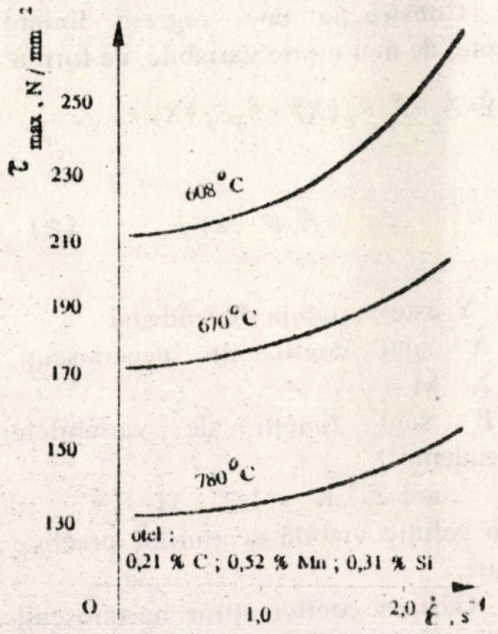


Fig.3.b. Evoluția rezistenței la deformare (τ_{max}) , cu viteza de deformare

intervalului, se observă în evoluţia rezistenţei la deformare (fig.2). Un minim în evoluţia rezistenţei la deformare apare la temperaturi cuprinse între 740-770°C, evident cu atât mai mult cu cât conţinutul în carbon este mai scăzut.

Viteza de deformare nu modifică semnificativ rezistenţa la deformare (fig.3). Se remarcă o evoluţie uşor crescătoare, cu panta de înclinare sensibil apropiată pentru toate calităţile de oţel studiat. Intervalul de temperaturi cuprins între 690-800°C, pune în evidenţă o mare diferenţă între valorile rezistenţei la deformare pentru un oţel cu 0,11% C şi 0,47% C, ceea ce nu se întâmplă la temperaturi peste 850°C, unde dimpotrivă valorile rezistenţei la deformare sunt destul de apropiate.

CONSTRUCŢIA FUNCŢIEI "REZISTENŢA LA DEFORMARE" ÎN DOMENIUL SEMICALD ÎN FORMA UNEI REGRESII LINIARE MULTIPLE.

Apare necesară găsirea în acest interval de temperaturi a unei relaţii de calcul pentru rezistenţa la deformare care să ofere valori utile practicii.

Construcţia unei regresii liniare multiple, de mai multe variabile, de forma:

$$\hat{Y}=\hat{A}_0+\hat{A}_1F_1(X)+\hat{A}_2F_2(X)+\ldots$$

$$\ldots+\hat{A}_mF_m(X)\ ; \qquad (2)$$

unde: $\hat{Y}$ este variabila dependentă

$\hat{A}_j$ sunt coeficienţii necunoscuţi, j=0,1,2,...,M

F_j sunt funcţii de variabilele independente X_i,

i=1,2,...,K; j=1,2,...,M

pare o soluţie viabilă scopurilor practice urmărite.

Găsirea coeficienţilor necunoscuţi $\hat{A}_j$, în funcţia de mai sus, este posibilă prin metoda celor mai mici pătrate şi constă în minimizarea unei funcţii obiectiv S, de forma:

$$S=\sum_{i=1}^{N}(Y_i-\hat{Y}_i)^2\ ; \qquad (3)$$

cu: Y_i valorile experimentale ale variabilelor dependente.

Regresia multiplă care descrie rezistenţa la deformare s-a dezvoltat în următoarea structură:

$$\tau_{max}=\hat{Y}=\hat{A}_0+\hat{A}_1X_1+\hat{A}_2X_2+\hat{A}_3X_3+\hat{A}_4X_1X_2+\hat{A}_5X_2X_3+\hat{A}_6X_1X_3+\hat{A}_7X_1^2+\hat{A}_8X_2^2+\hat{A}_9X_3^2+\hat{A}_{10}X_1^2X_2+\hat{A}_{11}X_1^2X_3+\hat{A}_{12}X_2^2X_3+\hat{A}_{13}X_1X_2^2+\hat{A}_{14}X_1X_3^2+\hat{A}_{15}X_2X_3^2+\hat{A}_{16}X_1^3+\hat{A}_{17}X_2^3+\hat{A}_{18}X_3^3+\hat{A}_{19}X_1X_2X_3\ ; \qquad (4)$$

cu variabilele independente :

X_1 -conţinutul în carbon al oţelului, în %;
X_2 -temperatura de deformare, în °C;
X_3 -viteza de deformare, în s^{-1};

Programul REGLINR (cu schema logică prezentată în fig.4) este conceput în limbajul Turbo PASCAL, în variantă convenţională şi implementat pe PC. Pentru NA=19 (NA fiind numărul coeficienţilor necunoscuţi minus 1), NX=3 (NX fiind numărul variabilelor independente), M=33 (M fiind numărul punctelor experimentale), programul REGLINR oferă valorile coeficienţilor necunoscuţi:

$\hat{A}_0$= -3811,19	$\hat{A}_1$= 6387,2
$\hat{A}_2$= 15,0321	$\hat{A}_3$= 2966,77
$\hat{A}_4$= -2,29204	$\hat{A}_5$= -0,92925
$\hat{A}_6$= -15679,8	$\hat{A}_8$= -0,0234492
$\hat{A}_9$= -424,645	$\hat{A}_{10}$= 1,85146
$\hat{A}_{11}$= 23376,9	$\hat{A}_{12}$= 64,74
$\hat{A}_{13}$= 52,1687	$\hat{A}_{14}$= -61,5354
$\hat{A}_{15}$= 0,0123017	$\hat{A}_{16}$= 1054
$\hat{A}_{17}$= 11,968	$\hat{A}_{18}$= 153,566
$\hat{A}_{19}$= -0,142168	

S=88,4796, R^2=0,998578

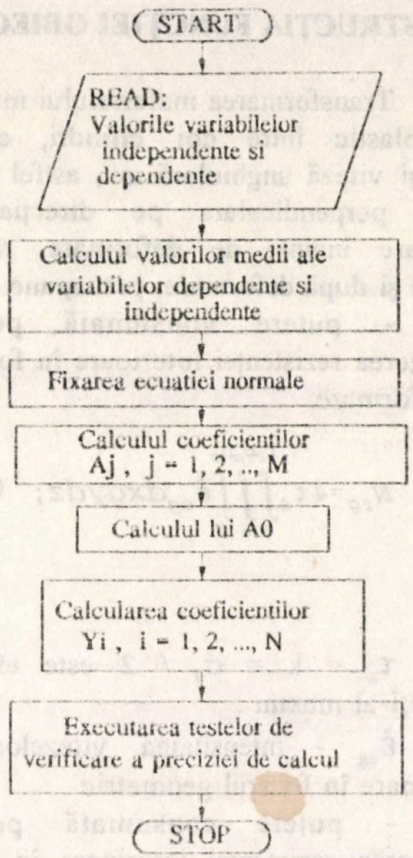


Fig 4 Schema logică a algoritmului de regresie liniară multiplă

CONCLUZII

I. Simplitatea construcției programului REGLINR îl face ușor utilizabil în orice formă constructivă a funcției obiectiv, cu modificări minime numai în programul de bază, ușor vizibile pentru utilizator.

II. Programul conceput permite utilizarea unui număr oricât de mare de variabile independente, cu o structură a regresiei fără nici un fel de restricții asupra numărului coeficienților acestora, reieșind astfel larga sa aplicabilitate, în proiectarea asistată de calculator a tehnologiei de laminare.

III. Fiindcă pentru toate oțelurile studiate, valoarea coeficienților de corelație multiplă (R^2) este foarte apropiată de valoarea 1, structura funcției este adecvată scopului propus și reflectă corect influența parametrilor procesului de laminare la semicald.

BIBLIOGRAFIE

1 Dancea, I.: Programarea calculatoarelor numerice pentru rezolvarea problemelor cu caracter tehnic și de cercetare științifică, Cluj-Napoca, Editura Dacia, 1973

2 Kuester, J.L., Mize, J.H.: Optimization Techniques with Fortran, Mc Graw-Hill, 1973

3 Nistor, I.: Cercetări privind obținerea prin laminare și tragere a profilelor cu formă complexă, Teză de doctorat, I.P Cluj-Napoca, 1990

MODELAREA FORMEI SECŢIUNII TRANSVERSALE A LAMINATULUI PRIN OPTIMIZAREA PUTERII CONSUMATE ÎN PROCESUL DE LAMINARE, SCRISĂ PE PRINCIPIUL METODEI DE CALCUL VARIAŢIONAL

dr.ing.NISTOR Liviu
ing.ANCĂU Mircea
UNIVERSITATEA TEHNICĂ din CLUJ-NAPOCA

C.Z.: 539.374

CONSIDERAŢII GENERALE

Obiectul procesului de proiectare optimală, indispensabil legat de satisfacerea unui anumit criteriu, este de a obtine o interdependenţă a parametrilor care definesc focarul de deformare în condiţii de economicitate şi siguranţă în exploatarea procesului de laminare, pornind de la valori certe admise ale mărimilor fizico-mecanice ale materialului şi geometriei focarului de laminare. În cazul proiectării geometriei focarului de deformare la laminare se realizează o astfel de dispunere a materialului metalic în secţiunea transversală încât să apară dimensiunile finite, cerute de configuraţia geometrică, un consum minim de energie, un coeficient maxim de lărgire, etc.

Procesul de proiectare iterativ, va conduce la următoarea formă de optimizare: minimizarea funcţiei puterii de deformare pentru o secţiune transversală solicitată. Expresia variaţională a puterii, reprezintă o consecinţă a ecuaţiilor de echilibru şi a condiţiilor la limită.

CONSTRUCŢIA FUNCŢIEI OBIECTIV

Transformarea materialului metalic rigid-plastic între doi cilindri, având aceeaşi viteză unghiulară ω , astfel încât plane perpendiculare pe direcţia de laminare înainte de deformare, rămân drepte şi după deformare, presupune:

- putere consumată, pentru învingerea rezistenţei interioare în focarul de deformare:

$$N_{rg}=4\tau_s\int_0^{l_c}\int_0^{b_m}\int_0^{h_m}\dot{\varepsilon}_{eg}\,dxdydz; \quad (1)$$

unde:

$\tau_s = k = \sigma_d / 2$ este efortul tangenţi-al maxim ;

$\dot{\varepsilon}_{eg}$ - intensitatea vitezelor de deformare în focarul geometric .

- putere consumată pentru învingerea rezistenţei interioare în zona exterioară focarului geometric de deformare:

$$N_{re}=4\tau_s\int_{l_c}^{l_0}\int_0^{b_0}\int_0^{h_0}\dot{\varepsilon}_{ee}\,dxdydz; \quad (2)$$

unde:

$\dot{\varepsilon}_{ee}$ - intensitatea vitezelor de deformare în zona exterioară focarului geometric ;

- putere consumată pentru învingerea rezistenţei interioare la zona de legătură a focaruluigeometric cu zona exterioară:

$$N_{ge}=4\tau_s\int_0^{b_0}\int_0^{h_0}\sqrt{V_y^2|_{x=l_c}+}$$

$$\sqrt{+V_z^2|_{x=l_c}}\,dydz\ ; \quad (3)$$

- putere consumată prin frecare

între cilindri şi laminat

$$N_1 = \int_0^{l_c} \int_0^{b_m} \sqrt{(v_x - v_{cx})^2 + v_y^2 + \sqrt{+ (v_z - v_{cz})^2}} \frac{dxdy}{\cos(n_1 z)}; \quad (4)$$

unde:

$\tau_k = 2\mu k$ este tensiunea tangenţială

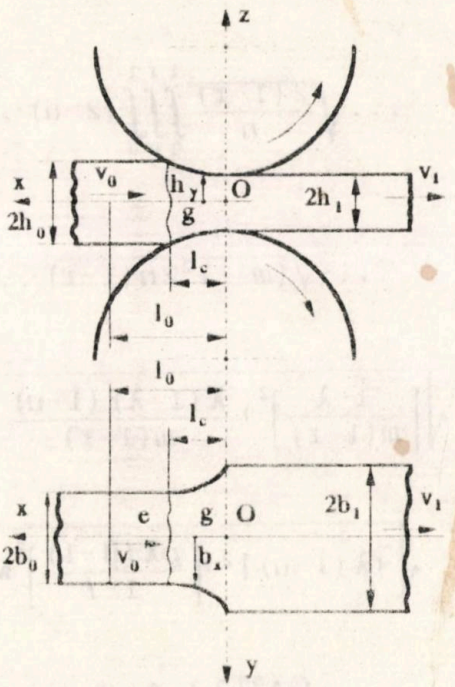


Fig 1 Zona de deformare

pe suprafaţa de contact,

μ - este coeficientul de frecare,

v_{cx} şi v_{cz} sunt componentele vitezei periferice a cilindrilor pe direcţiile x şi z ;

$(n_1 z)$ este unghiul normalei n_1 la suprafaţa de contact cu axa Oz (vezi fig 1)

Componenta vitezei laminatului după axa Ox , din fig 1 , scrisă din legea constanţei volumului de material , pe lungimea focarului, în forma

$$v_x = -\frac{v_1 S_1}{s_x} = -v_1 \frac{S_1}{F_1 b_x}; \quad (5)$$

cu evoluţie parabolică a lăţirii:

$$b_x = b_1 - \frac{b_1 - b_0}{l_c^2} x^2; \quad (6)$$

şi geometriei cilindrului:

$$F_1 = h_1 + \frac{x^2}{2R}; \quad (7)$$

permite găsirea celorlalte două componente ale deplasării materialului metalic:

$$v_z = v_x \frac{x}{F_1} \frac{z}{R}; \quad (8)$$

$$v_y = -\left(\frac{\partial v_x}{\partial x} + \frac{\partial v_z}{\partial z}\right) y; \quad (9)$$

În scopul rezolvării problemei abordate se introduc parametrii zonei de deformare:

$$r = \frac{h_1}{h_0}; \quad \beta = \frac{b_1}{b_0};$$

$$m = \frac{l_c}{l_0}; \quad n = \frac{R}{h_0};$$

$$p = \frac{b_0}{h_0}; \quad a = \frac{v_1}{v_c} = \frac{v_1}{\omega R};$$

$$\psi = 2\mu;$$

şi coeficientul de lungire în dependenţă implicită:

$$\lambda = \frac{S_0}{S_1} = \frac{1}{r\beta};$$

De asemenea se face o schimbare de

variabilă de forma:

$$x_i = a_i + (A_i - a_i)\,\xi_i ;$$

pentru care:
$x_1 = x$, y , z ; $\xi_i = u$, w , t ; ($i = 1$, 2 , 3) cu limitele a_i şi A_i limitele domeniilor. Cu aceste precizări, componentele puterii consumate în procesul de laminare, devin:

$$N_{rg} = \omega R \sigma_d b_0 h_0 \frac{1}{\sqrt{24}} \frac{a}{\lambda} \cdot \ldots$$

$$\cdot \frac{(1+\varepsilon)\,(1+\beta)}{[\varepsilon+(1-\varepsilon)\,u^2]^2\,[\beta-(\beta-1)\,u^2]^2} \cdot$$

$$\ldots \cdot \int_0^1 \int_0^1 \int_0^1 \sqrt{24\,u(\beta-1)^2} \cdot \ldots$$

$$\sqrt{\ldots \cdot [\varepsilon+(1-\varepsilon)\,u^2]^2 + (1-\varepsilon)^2} \cdot \ldots$$

$$\sqrt{\ldots \cdot [\beta-(\beta-1)\,u^2]^2 - (1-\varepsilon)} \cdot \ldots$$

$$\sqrt{\ldots \cdot (\beta-1)\,[\varepsilon+(1-\varepsilon)\,u^2]} \cdot \ldots$$

$$\sqrt{\ldots \cdot [\beta-(\beta-1)\,u^2]} + \ldots$$

$$\sqrt{\ldots + \frac{3\,(\beta^2-1)^2}{4n(1-\varepsilon)}\,[[\varepsilon-(1-\varepsilon)\,u^2] \cdot}$$

$$\sqrt{\ldots [\beta-(\beta-1)\,u^2] + 4u^2(\beta-1)} \cdot \ldots$$

$$\sqrt{\cdot [\varepsilon+(1-\varepsilon)\,u^2\,[\beta-(\beta-1)\,u]^{-1}]^2]^2} \cdot$$

$$\sqrt{\cdot w^2 + \frac{3\,(1-\varepsilon)\,(1+\varepsilon)^2}{4n}} \cdot [\ldots$$

$$\sqrt{\ldots \cdot [\varepsilon+(1-\varepsilon)\,u^2]^2\,[\beta+\ldots}$$

$$\sqrt{+(\beta-1)\,u^2] - 2u^2(1-\varepsilon) \cdot \ldots}$$

$$\sqrt{\ldots \cdot \frac{[\beta-(\beta-1)\,u^2]^2}{\varepsilon+(1-\varepsilon)\,u}]^2 \cdot \ldots}$$

$$\sqrt{\ldots \cdot t^2}\; du dw dt \; ; \qquad (10)$$

$$N_{re} = \omega R \sigma_d b_0 h_0 a \cdot \ldots$$

$$\ldots \cdot \sqrt{\frac{2(1-\varepsilon)}{n}} \int_0^1 \int_0^1 \int_0^1 (2-u) \cdot \ldots$$

$$\ldots \cdot \sqrt{(m-1)^2 2n(1-\varepsilon)} \cdot \ldots$$

$$\sqrt{\left[\frac{1-\lambda}{m(1-\varepsilon)}\right]^2 + \frac{\lambda(1-\lambda)\,(1-u)}{m(1-\varepsilon)} + \ldots}$$

$$\sqrt{+\lambda\,(1-u)\,]^2 + \left[\frac{p\lambda\,(\beta-1)}{1-\varepsilon}\right]^2 w^2 +}$$

$$\sqrt{+\lambda^2 t^2}\, du dw dt \; ; \qquad (11)$$

$$N_{ge} = \omega R \frac{\sigma_d}{2} b_0 h_0 \frac{a}{\lambda} \sqrt{\frac{2(1-\varepsilon)}{n}} \cdot \ldots$$

$$\ldots \cdot \int_0^1 \int_0^1 \sqrt{\frac{(\beta-1)}{(1-\varepsilon)} p^2 w^2 +}$$

$$\sqrt{\ldots + t^2}\; dw dt \; ; \qquad (12)$$

$$N_t = \omega R \sigma_d b_0 h_0 1/4 \cdot \ldots$$

$$\ldots \sqrt{2n(1-r)}\ \Psi(1-\beta) \int_0^1 \int_0^1 \cdot \ldots$$

$$\ldots \cdot \sqrt{\left[1+\frac{2(1-r)}{n}u^2\right]} \cdot \ldots$$

$$\sqrt{\cdot \frac{a/\lambda}{[r+(1-r)u]\,[\beta-(\beta-1)u]}} + \ldots$$

$$\sqrt{+\frac{1}{\sqrt{\frac{2(1-r)}{n}u^2+1}}]^2 + \ldots}$$

$$\sqrt{+\frac{(a/\lambda)^2}{2n(1-r)\,[r+(1-r)u^2]^2} \cdot \ldots}$$

$$\sqrt{\ldots \cdot \frac{p^2(\beta^2-1)^2u^2}{[\beta-(\beta-1)u^2]^4} w^2 \cdot \ldots}$$

$$\frac{dudw}{\sqrt{\frac{2(1-r)}{n}u^2+1}} \; ; \qquad \textbf{(13)}$$

sau, puterea totală consumată:

$$N = N_{rg} + N_{re} + N_{ge} + N_t \; ;$$

Fiindcă produsul ($\omega R^3 \sigma_d$) este o mărime caracteristică fiecărui proces de laminare, expresiile de mai sus, se pot scrie şi sub forma:

$$N = \omega\ R^3\ \sigma_d\ \bar{N} \; ;$$

$$N_j = \omega\ R^3\ \sigma_d\ \bar{N}_j \; ;$$

$$(j = rg,\ re,\ ge,\ t)$$

Funcţiile $\bar{N}_j$, conţin numai parametrii zonei de deformare

EVOLUŢIA PROCEDURII DE OPTIMIZARE COMPLEX

Algoritmul "Complex" are drept scop determinarea minimului unei funcţii neliniare, depinzând de mai multe variabile, care sunt supuse la restricţii neliniare de tip inegalitate. Problema de optimizare se poate formula astfel:

Minimizăm $F(x_1, x_2, \ldots, x_N)$ supusă la restricţiile:

$$G_k < x_k < H_k$$

unde: k = 1, 2, .., N, N+1, .., M

Variabilele implicite $x_{N+1}, \ldots, x_M$, sunt funcţii dependente de variabilele explicite $x_1, x_2, \ldots, x_N$. Limitele inferioară şi superioară ale restricţiilor, G_k şi H_k , pot fi constante sau funcţii implicite dependente de $x_1, x_2, \ldots, x_N$. Programul de optimizare creat [3] , a fost extins şi adaptat scopului urmărit (vezi fig.2) S-au creat o serie de subprograme care permit introducerea elementelor vectorului de pornire situat în domeniul admisibil cercetat.

Generarea automată a unor numere pseudo-aleatoare cuprinse între 0 şi 1 (coeficienţii rij) , necesare obţinerii "complexului" de puncte, se realizează în subprogramul GENR . Subprogramul CONSX coordonează toate subprogramele specializate şi sunt precizate limitele de tip G_k şi H_k . Subprogramul VERIF verifică dacă toate punctele "complexului" generat, se încadrează în limitele variabilelor explicite. Subprogramul CENT calculează centroidul punctelor, iar în subprogramul FUNC se specifică funcţia obiectiv, calculată în expresia prezentată în paragraful al doilea. Subprogramul OPTIM, preia elementul vectorului de pornire şi furnizează programului principal elementele vectorului soluţie, obţinut în cadrul unui număr de iteraţii şi a unei precizii dorite.

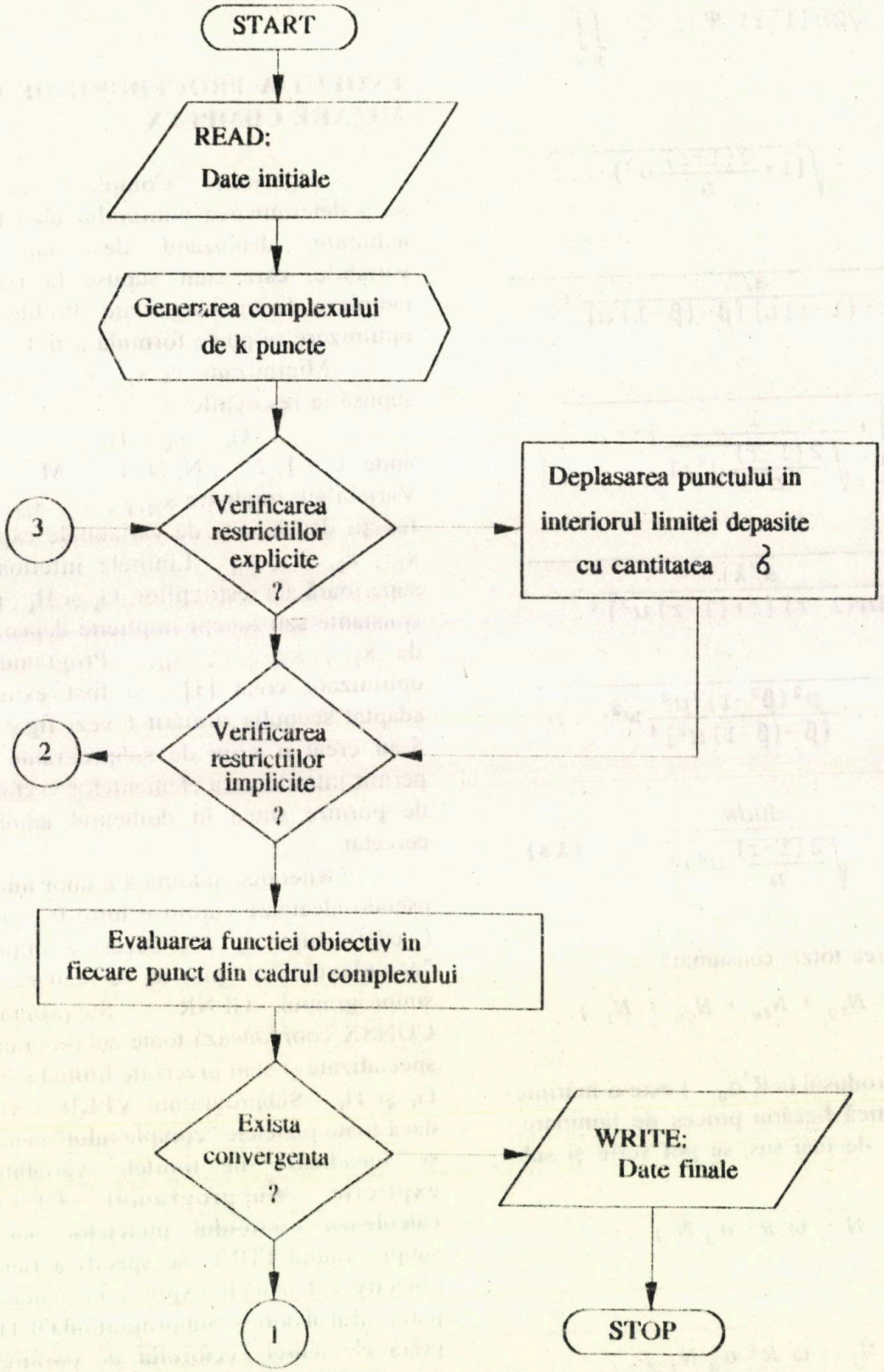


Fig 2 Schema logică a algoritmului numeric "Complex"

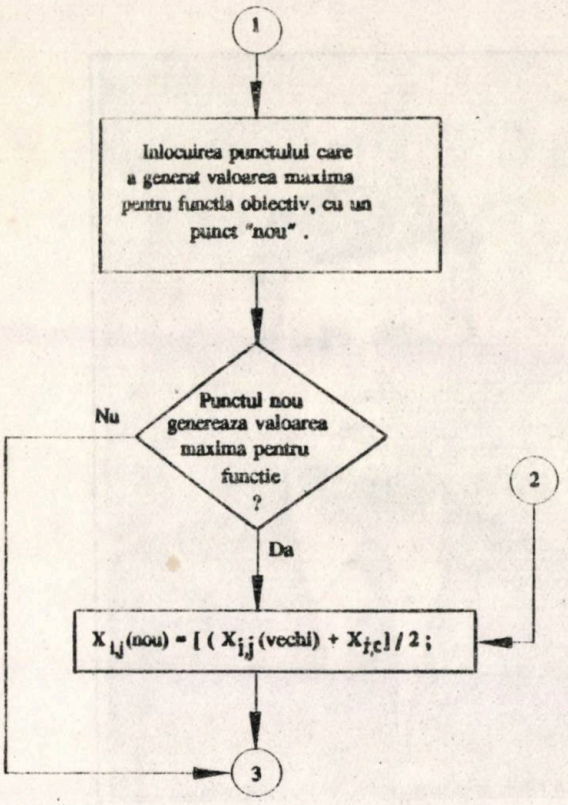


Fig.2. Schema logică a algoritmului numeric "Complex" (continuare) .

Parametri procesului de laminare:

r = x(i,1) ; β = x(i,2) ; n = x(i,3) ; Ψ = x(i,4) ; a = x(i,5) ; p = x(i,6) ; m = x(i,7)

sunt variabilele funcţiei obiectiv N .

REZULTATE OBŢINUTE

În domeniul valorilor practic posibile ale parametrilor de complexă influenţă :

x(i,1) = 0.7÷0.95 ; x(i,2) = 1.13÷1.0 ; x(i,3) = 66÷8 ; x(i,4) = 1.44÷1.2 ; x(i,5) = 1.12÷1.0 ; x(i,6) = 1÷6 ; x(i,7) = 0.8÷1.0 ,

minimul funcţiei obiectiv corespunde valorii:

$\bar{N} = o.848\ 10^{-3}$

pentru variabilele:

x(i,1) = 0.8843 ; x(i,2) = 1.002 ; x(i,3) = 62.75 ; x(i,4) = 1.43 ; x(i,5) = 1.011 ; x(i,6) = 1 ; x(i,7) = 0.901 .

CONCLUZII

Deşi structura funcţiei obiectiv este greoaie, o rezolvare rapidă este posibilă doar cu autorul calculatorului . Diferenţele între valorile calculate şi cele măsurate sunt mai mici de 1.6% .

Rezultatele optimizării asigură informaţii importante necesare pentru dezvoltarea trecerilor, pentru influenţa consumurilor, pentru construcţia cilindrilor, etc.

BIBLIOGRAFIE

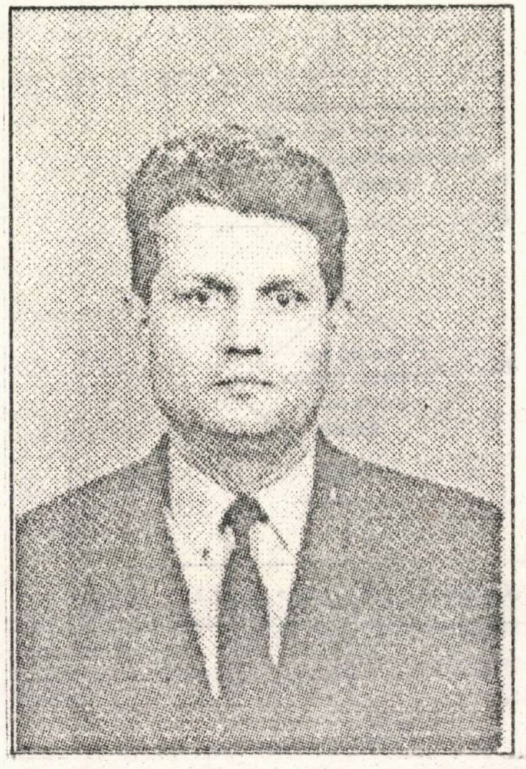
1 Tarnovski, I.Ia.,et al. ;Elementî teorii procatki slojnîh profilei, Metalurghia, Moscva, 1972.

2 Nistor, L.: Cercetări privind obţinerea prin laminare şi tragere a profilelor cu formă complexă, Teză de doctorat, U.T. Cluj-Napoca,, 1990.

3 Kuester, J.L., Mize, J.; Optimization Techniques with Fortran , Mc. Graw - Hill Inc, New York , 1978 .

NECROLOG

GERU NICOLAE,



70 ani, s-a nascut la **Valeni-Podgoria,** în ziua de 21 martie, 1925. Dupa absolvirea scolii primare a urmat cursurile liceului militar de aviatie din Medias. A urmat apoi cursurile Facultatii de Siderurgie, Sectia Otelarie de la Institutul de Siderurgie din Timisoara, pe care a absolvit-o în anul 1951.

Pasiunea pentru cercetarea stiintifica l-a facut pe proaspatul absolvent sa paraseasca Combinatul Siderurgic Hunedoara si sa-si desavârseasca studiile în doctoratura. Consacrându-se studiilor de "Metalurgie Fizica" si "Teoria structurala a proprietatilor materialelor metalice" si-a realizat teza de doctorat, avându-l conducator stiintific pe academicianul profesor doctor inginer Traian Negrescu. A obtinut titlul de doctor inginer în anul 1957, facând parte din prima promotie de doctori ingineri în Metalurgie Fizica.

Preocupat de cercetarile sale si de chemarea de dascal a elaborat cursul de "Proprietatile metalelor" si a pus bazele laboratorului aferent acestui curs. Cursul sau, iesit complet din fagasul drumului batatorit în acea vreme în domeniul metalurgic, reprezinta de fapt primul curs de fizica metalelor din tara noastra. Printre contributiile originale ale profesorului GERU NICOLAE la aceasta disciplina merita amintite: teoria dislocatiilor, difractia de raze X, mecanica ruperii, analiza roentgenostructurala a materialelor metalice, analiza materialelor metalice prin metoda balistica, analiza termomagnetica, defectoscopia cu radiatii penetrante, analiza fractografica s.a. Intr-adevar, pentru anii 1958-1960, conceptiile profesorului GERU NICOLAE erau foarte avansate, daca tinem seama de stadiul cercetarii si utilizarii materialelor metalice din acea perioada. In anul 1966 Comisia Superioara de diplome i-a acordat gradul didactic de conferentiar, în specialitatea Metalurgie Fizica si proprietatile metalelor, iar în anul 1972, gradul de profesor si conducator de doctorat pentru aceeasi specialitate.

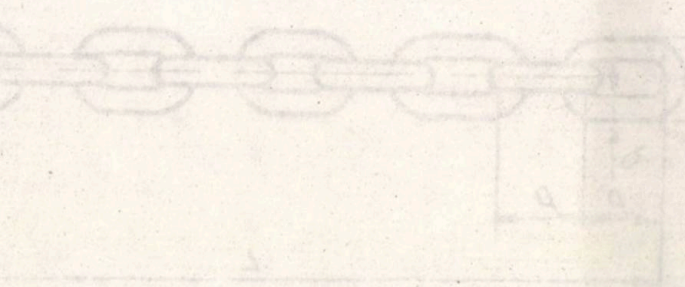
Cele mai valoroase rezultate ale cercetarilor stiintifice universitare au fost publicate în opere mari de sinteza si în lucrari de mai mica întindere în brosuri sau reviste din tara si strainatate. Lista tipariturilor si inventiilor de Metalurgie Fizica, Teoria

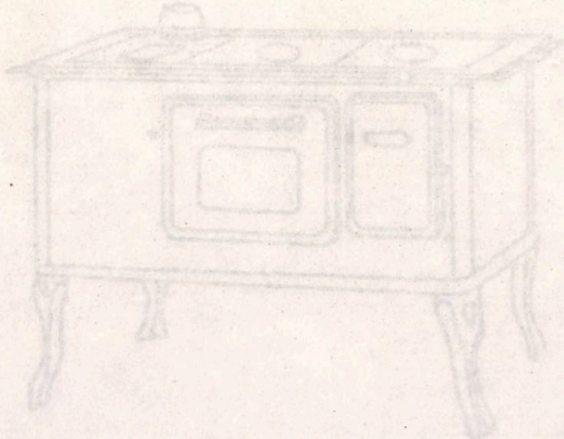
tructurala a proprietatilor materialelor netalice, Stiinta materialelor, de înalta nuta stiintifica este foarte lunga (peste 00 lucrari), si nu este spatiu pentru nserarea lor.

Politehnica bucuresteana nu a ierdut niciodata din vedere ca nisiunea principala a profesorului GERU NICOLAE era sa fie dascal si ercetator, desi i-a încredintat ermanent posturi de conducere ca: rodecan al Facultatii de Metalurgie, ef al catedrei de Metalurgie Fizica, ecretar stiintific al Institutului Politehnic.

Profesor doctor inginer GERU NICOLAE a decedat la Bucuresti, la 13 aprilie 1995, în plina vitalitate profesionala, fiind în masura sa mai dea o importanta contributiei stiintei românesti. A fost înmormântat la cimitirul Ghencea Civil.

Prin exceptionalele sale realizari din domeniul învatamântului si metalurgiei românesti în general si metalurgiei fizice, în special, profesorul GERU NICOLAE simbolizeaza trecutul prezentul si viitorul progreselor universitare, si este considerat pe drept cuvânt "parintele metalurgiei fizice si a teoriei structurale a proprietatilor materialelor metalice".





SOCIETATEA COMERCIALA "C I O C A N U L" S. A.
N A D R A G

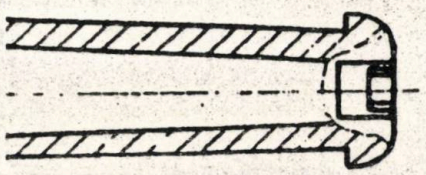
Str. Metalurgistilor nr. 16, Nadrag, Cod 1622 Jud. Timis
Telefon :056/31 57 79; telex 17 92 30 ; fax: 056/315487
Cont virament: 30.150.0.101 B.C.R. Lugoj Agentia Nadrag 54520

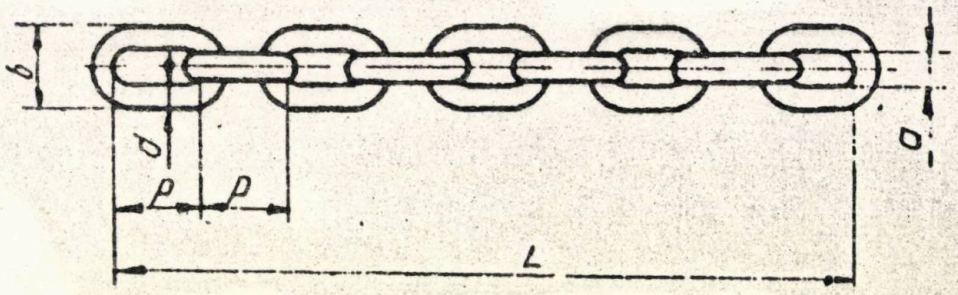
Va ofera pe baza de comenzi:

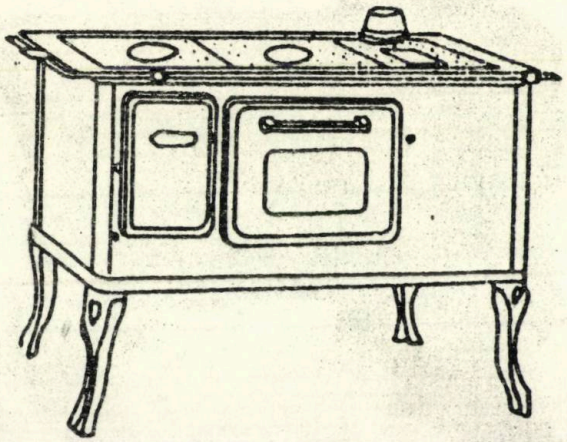
- **TABLA** - neagra, zincata si plumbuita
- **TABLA** - ondulata
- **LANTURI** - miniere si industriale
- **PIESE TURNATE** - din fonta si otel
- **BUNURI DE LARG CONSUM:**

masini de gatit, sobe de încalzit, coturi, jgheaburi si burlane, caiele, galeti negre si zincate, aparate de incalzit, lant antiderapant etc.

LINGOTIERE
N. T. R. 204/1-78







SOCIETATEA COMERCIALA

"INTFOR - S.A." GALATI

Str.Portului nr.157 - Galati - 6200

Telefon: **036/460766, 036/462400,** *Telefax:* **036/460766**

Telex: **51224**

PRODUCE SI LIVREAZA ÎN MOD CURENT:

TABLA LAMINATA LA CALD, grosimi 0,5-4,0 mm,din diverse calitati de otel:

- otel carbon de uz general;
- otel carbon de calitate;
- otel slab aliat,aliat si înalt aliat;
- otel de scule;
- otel inoxidabil

TABLA ZINCATA

BANDA SI TABLA ELECTROZINCATA

TABLA CUTATA NEAGRA SAU ZINCATA

PROFILE FORMATE LA RECE (U,L,C,T,Z,TM etc.)

TEVI PROFILATE

PRODUSE DE UZ CASNIC SI GOSPODARESC:

- canistre;
- tevi;
- lopeti;
- sape;
- pubele gunoi etc

CONSTRUCTII METALICE DIVERSE:

- paturi;
- panouri garduri ornamentale;
- balustrade;
- containere resturi menajere;
- pavele pardoseli;
- boxpaleti etc.

LIVRAM LA PRETURI AVANTAJOASE:

pe baza de **C.E.C.** **oricarui agent economic de stat sau privatizat.**

cu plata **in numerar,** *prin magazinul propriu,* **oricarei persoane particulare.**

ICPPAM S. A.
Galati

Str. Smârdan nr. 2
Telefon: 036.41.25.48
Telex: 51299
Fax: 40 93 461238

ofera

Agentilor economici si persoane orizice

La preturi foarte avantajoase:

♦ *Studii, lucrari de cercetare stiintifica, dezvoltare tehnologica si proiectare, know - how, consulting si asistenta tehnica pentru:*

- *tehnologii, procese si fluxuri pentru fabricatia cocsului, fontei, otelului si produselor laminate plate si lungi;*
- *tehnologii si instalatii de acoperiri metalice si nemetalice a produselor plate, tevilor si profilelor prin imersie, electrolitic sau prin procedee neconventionale;*
- *linii de proces pentru laminate plate si lungi;*
- *modernizari si optimizari de instalatii si procese metalurgice;*
- *reparatii capitale si organizarea intretinerii pentru utilajele din uzinele metalurgice;*
- *combaterea poluarii si protectia mediului metalurgic.*

♦ *Proiecte pentru constructii (industriale, civile, agrozootehnice), extinderi, modernizari, consolidari la cladiri existente pentru industria usoara, alimentara, agricultura si comert.*

♦ *Studii si lucrari de proiectare pentru obiective noi sau pentru modernizare si retehnologizare de:*

- *instalatii de alimentare electrice de distributie de forta si lumina;*
- *instalatii de automatizare, masura, comanda si reglare;*
- *instalatii de actionare electrice cu comanda clasica sau conduse cu automate programabile;*
- *instalatii de supraveghere, gestiune si conducere cu calculatorul pentru diverse procese si instalatii tehnologice.*

♦ *Proiecte pentru instalatii de alimentare cu apa, fluide energetice (gaze naturale, oxigen etc.) de canalizare, de incalzire, ventilatii pentru orice tip de instalatie industriala sau pentru cladiri de locuit sau social - culturale.*

♦ *Proiecte si avize pentru instalatii de ridicat si sub presiune, care necesita autorizare ISCIR.*

♦ *Expertize, lucrari de laborator si prestatii pentru:*

- *determinari distructive sau nedistructive de caracteristici fizico - chimice, metalografice, mecanice, comportare la coroziune si difractometrie;*
- *control defectoscopic prin metode nedistructive (ultrasunete, lichide penetrante, raze X) pentru a determina calitatea unor lucrari, cauzele unor avarii, oboseala materialelor, gradul de coroziune al constructiilor metalice;*
- *testarea organelor de masini puternic solicitate;*
- *tehnologii de reconditionare pentru diverse piese de schimb si scule.*

INFORMÁCIÓS KÖNYVTÁR ORSZÁGOS KÖZPONTI MŰSZAKI ES 1883

"SIDEROM" S. A., societate comerciala de strategie, cu sediul în Bucuresti,
str. Mendeleev, nr. 21 - 25, sector 1,
telefon: 01/6 59 65 35,
telefax: 01/3 12 42 76; 01/3 12 42 78; 01/3 12 42 80

produce si comercializeaza prin cele 56 de societati comerciale asociate urmatoarele:

- *laminate finite lungi din otel deformate la cald;*
- *table si benzi din otel laminate la cald si la rece;*
- *table si benzi din otel acoperite;*
- *bare din otel deformate la rece;*
- *profile din otel îndoite la rece;*
- *sârme din otel trefilate si produse din sârma;*
- *produse din aliaje speciale, inclusiv rezistive;*
- *tevi din otel sudate longitudinal, trase sau laminate la rece;*
- *electrozi si fluxuri de sudura;*
- *feroaliaje;*
- *produse cocsochimice;*
- *produse carbunoase;*
- *diverse produse de uz industrial, agricol si casnic;*
- *activitate de consulting si service în domeniile engineering, comercial, financiar-contabil,management, juridic, relatii sociale, informare si documentare de specialitate.*

"SIDEROM" S. A., holding - type strategy company, with head offices in Bucharest,
21 - 25, Mendeleev st., sector 1,
telephone: 01/6 59 65 35,
telephaxes: 01/3 12 42 76; 01/3 12 42 78; 01/3 12 42 80

provides and supplies through its 56 associated companies:

- *hot-rolled steel sections;*
- *hot-rolled and cold-rolled sheets and strips;*
- *coated sheets and strips;*
- *cold-drawn steel bars;*
- *cold-bent steel sections;*
- *rolled and drawn wire and wire products;*
- *special alloys products, including resistive strip and wire;*
- *longitudinally welded tubes and pipes, both cold-rolled or drawn;*
- *welding electrodes and fluxes;*
- *ferro-alloys;*
- *metallurgical coke and by-products;*
- *graphite electrodes;*
- *different products of industrial, agricultural and housekeeping purpose;*
- *consulting and assistance for: engineering, trade, marketing, finance, management, legislation, social relations information and know-how in specific branches.*

Procurându-va cataloagele complete si vizitând microexpozitia de la sediul nostru puteti capata raspunsuri la toate întrebarile dumneavoastra referitoare la posibilitatile siderurgiei românesti.

Please take opportunity to purchase our catalogues and to visit the micro-exhibition which is located in our head-offices, in order to receive the answer to your questions, regarding the posibilities of the romanian iron and steel industry.

SIDEROM *at your disposal !*

Your most reliable trading partner

Metalexportimport S. A. is a specialized foreign trade company, the most important exporter of metallurgical products in Romania.

Metalexportimport S. A.

EXPORTA:

- tabla medie si groasa, inclusiv tabla navala (hot rolled heavy plates, including shipbuilding plates);
- tabla subtire laminata la rece (cold rolled steel sheets);
- tabla zincata (galvanized steel sheet);
- tabla transformator (cold rolled-oriented grain silicon steel strip);
- profile otel laminate la cald UNP, INP, corniere, otel rotund, patrat (hot rolled steel profiles-channels joists, angles, round, flat bars);
- otel beton si sârma laminata (reinforcing steel bars and wire road);
- sârma trasa din otel (drawn steel wire);
- electrozi sudura (welding electrodes);
- cuie (nails);
- lanturi industriale (industrial chaines);
- cabluri tractiune (wire ropes);
- sârma si toroane beton precomprimat (steel wire for prestressed concrete and stress relieved steel wire strands);
- cord metalic (brass plated steel cord for tyres);
- sârma taloane (bronze plated steel wire);
- tevi conducta (seamless line pipes);
- burlane foraj (casing);
- tevi sudate (welded pipes);
- blocuri aluminiu si laminate aluminiu (aluminium ingots and aluminium products).

IMPORTA:

- cocs (coke);
- carbune cocsificabil (coaking coal);
- materiale refractare (refractory products);
- minereu de fier (iron ore);
- feroaliaje (ferroalloys);
- neferoase blocuri (nonferrous ingots);
- alte materii prime necesare industriei metalurgice (other raw materials for metallurgical industry).

1996 JAN 05

We guarantee quality and competitiveness!

Metalexportimport S. A.

Bucharest - Romania, 21 - 25 Mendeleev Street
Phone: 01/312 04 47, 659 50 60; Telex: 11515;
Fax: 01/312 04 46

(3000)

METALURGIA

Revista lunara editata de SIDEROM S.A.

1995

E 3280

6

Uzinsider s. a.

Cooperates for construction and rehabilitation of metallurgical plants, both in Romania and abroad, with reputed companies, specialized in technology and manufacturing of equipment for iron and steel industry.

UzinSider Foreign trade Company

32, Republicii Blv., Phone 613 16 34, P.O.B. 2, Fax: 312 39 02;
Cable UZEXIM - Bucharest, Romania

IMPORTANT PRODUCATOR DE

LAMINATE FINITE DIN OTEL

Sidex

sub forma de:

Tabla si banda laminata la cald

Tabla groasa

Tabla si banda laminata la rece

Tevi sudate longitudinal cu diametre cuprinse în gama 508 - 1420 mm.

destinate:

industriei chimice, petrochimice si a gazelor naturale

industriei electronice

constructiei de masini grele, nave maritime si fluviale, utilaje

fabricilor de produse de larg consum (autoturisme, frigidere, masini de spalat, aragaze, obiecte casnice)

Str. Smârdan, nr. 1
6200 - Galati - România
Tel: 40 - 36 43.19.00
Fax: 40-36-43.20.17; 46.49.16
Telex: 51257; 51312

SIDEX S.A.
GALAŢI - ROMÂNIA

Inregistrat în Registrul Comertului Nr. J 17/21/1991
Cod Fiscal: 1639739 B.C.R. Galati

Your most reliable trading partner

Metalexportimport S. A. is a specialized foreign trade company, the most important exporter of metallurgical products in Romania.

Metalexportimport S. A.

EXPORTA:

- tabla medie si groasa, inclusiv tabla navala (hot rolled heavy plates, including shipbuilding plates);
- tabla subtire laminata la rece (cold rolled steel sheets);
- tabla zincata (galvanized steel sheet);
- tabla transformator (cold rolled-oriented grain silicon steel strip);
- profile otel laminate la cald UNP, INP, corniere, otel rotund, patrat (hot rolled steel profiles-channels joists, angles, round, flat bars);
- otel beton si sârma laminata (reinforcing steel bars and wire road);
- sârma trasa din otel (drawn steel wire);
- electrozi sudura (welding electrodes);
- cuie (nails);
- lanturi industriale (industrial chaines);
- cabluri tractiune (wire ropes);
- sârma si toroane beton precomprimat (steel wire for prestressed concrete and stress relieved steel wire strands);
- cord metalic (brass plated steel cord for tyres);
- sârma taloane (bronze plated steel wire);
- tevi conducta (seamless line pipes);
- burlane foraj (casing);
- tevi sudate (welded pipes);
- blocuri aluminiu si laminate aluminiu (aluminium ingots and aluminium products).

IMPORTA:

- cocs (coke);
- carbune cocsificabil (coaking coal);
- materiale refractare (refractory products);
- minereu de fier (iron ore);
- feroaliaje (ferroalloys);
- neferoase blocuri (nonferrous ingots);
- alte materii prime necesare industriei metalurgice (other raw materials for metallurgical industry).

We guarantee quality and competitiveness!

Metalexportimport S. A.

Bucharest - Romania, 21 - 25 Mendeleev Street
Phone: 01/3120447, 01/6595060; Telex: 11515;
Fax :01/3120446

S.C. SIDERURGICA S.A. Hunedoara

2570, Hunedoara
Piata Iancu de Hunedoara Nr. 1,
Telefon: 054/712783, 054/712758 Fax: 054/712266

Societatea Comerciala **"Siderurgica"** S.A. **Hunedoara** produce si comercializeaza la preturi competitive urmatoarele produse:

* tagle pentru tevi din otel carbon, slab aliat, aliat si înalt aliat (inoxidabil);
* blumuri si tagle din otel carbon, slab aliat, aliat si înalt aliat pentru constructia de masini;
* tagle din otel pentru rulmenti;
* profile fasonate I.U. cornier, T;

* profile pentru:
  - senile de tractor si excavator;
  - brazdar de plug;
  - armatura de mina;
  - transportoare de mina;
  - aparate de cale ferata si sina ac;
  - traverse CF;
* sârma pentru armaturi beton, tragatorii, cord metalic;
* piese turnate si forjate;
* utilaj pentru turnarea otelului (poduri, lingotiere, pâlnii);
* cocs metalurgic;
* benzen, naftalina, smoala, sulf, toluen;
* fonta de afinare si de turnatorie;
* zgura granulata si vata de zgura;
* calcar si var;
* dolomita calcinata si sinterizata;
* blocuri dolomitice

"Siderurgica" S.A. **Hunedoara** produces and commercialises at competitive prices the following products:

* carbon, low-alloyed, alloyed and high alloyed steel billets for tubes (stainless steel);
* carbon, low-alloyed, alloyed and high alloyed steel billets and blooms for machine building;
* steel billets for bearings;
* shaped sections, IPE-beams, channels, angles, T-sections;
* profiles for:
  - tractor and excavator track shoes;
  - plough shares;
  - mine gallery supporting;
  - mine conveyors;
  - railroad accessories siding rail;
* wire for concrete reinforcements, for drawing, metallic cord;
* cast and forged pieces;
* equipment for steel casting (platforms, moulds, funnels);
* metallurgical coke;
* benzene, naphthalene, tar, sulphur, toluene;
* refining and cast pig iron;
* granulated slag and slag wadding;
* lime and chalkstone;
* calcined and sintered dolomite;
* dolomitic blocks

ORSZÁGOS MŰSZAKI INFORMÁCIÓS KÖZPONT ÉS KÖNYVTÁR 1883

METALURGIA

REVISTA EDITATA DE "SIDEROM" S. A.

6 Iunie 1995

ISSN 0461 - 9579

Sumar

Ilca Ioan, Popa Iosif: **Metoda analitica de determinare a timpului de pornire a transportoarelor cu banda, actionate cu motor asincron trifazat** 5

Bejan Mircea, Balan Ioana: **Unele aspecte privind prezentul industriei otelului** 8

Ciuca Ioan, Popescu Toma, Nicolae N. Teodorescu, Cazimirovici Eugen: **Consideratii geometrice privind torsiunea barelor cilindrice (I)** 13

Taloi Dragos, Constantin Ioan, Matei Grigore, Matei Emilia: **Model matematic al bilantului energetic pentru uscarea în doua trepte a concentratelor cuproase (I)** 15

Zamfir Simona, Vidu Ruxandra: **Comportarea la coroziune a unui aliaj Al - Mg - Si - Cu durificat prin precipitare cu dubla îmbatrânire** 18

Ene Nicolae, Zuca Stefania: **Producerea pulberii de titan prin electroliza în saruri topite** . . 22

Ilca Ioan, Frunzaverde Doina: **Studii privind fragilitatea la revenire a otelului R52 - 6a** 25

Dina Vasilica: **Implicatii ale intensificarii schimbului de caldura asupra vitezei de topire a fierului vechi în baia metalica a convertizorului cu oxigen** 28

Mihailescu Christian, Semenescu Augustin, Dina Vasilica: **Studii si cercetari privind determinareatermoconductivitatii materialelor ceramice** 31

Cretescu Igor, Antonescu Ion, Antonescu Ioan: **Studii ale proceselor plasmochimice în vederea obtinerii molibdenului** 39

Florea Alexandru: **Controlul planeitatii benzii laminate la rece** 45

Munteanu Viorel, Dragos Axinte, Epureanu Alexandru, Strugari Florea: **Studiul stratului superficial obtinut în urma rectificarii cilindrilor pentru laminarea la rece** 51

Cojocaru Mihai, Dragulin Dan, Dragusin Eugen: **Studiul efectului presiunii asupra cineticii formarii stratului ionitrat** 56

Semenescu Augustin, Popescu Toma, Nicolae Maria, Semenescu Mihaela: **Experimentari privind insuflarea pulberilor reactive în baia metalica a oalei de turnare** 62

Congresul anual al siderurgiei germane - 1994 - Uniunea Siderurgistilor germani - Programul comunicarilor de specialitate pe sectii 70

Stiri 21

Revista revistelor 30, 38, 44, 50, 61

Recenzii 7

Colegiul onorific de redactie

(în ordine alfabetica)

LUCIAN AMANCEI, VICTOR BERTALAN, ROMULUS BUDISTEANU, ION CHIOSE, SORIN DIMITRIU, MIRCEA DOBRESCU, VICTOR GUIDEA DANILA, ALEXANDRU FLOREA, EMIL FLORIAN, LADISLAU FRUMOSU, RADU HANGA, PETRE IANC, GHEORGHE LEPADATU, IOAN VICTOR MANOLESCU, STEFAN MARGINEANU, VIOREL MUNTEANU, OLARU IOAN, MIHAELA PANA, VASILE PARPALA, CRISTIAN PIRVAN, BUJOR ROSCA, SILVIU SAMOILESCU, EUGEN SANDU, IOAN FLORENTIN SANDU

Redactor responsabil: prof. dr. ing. I. VÂRCOLACU
Revizie tehnica: prof. dr. ing. I. VÂRCOLACU
Sef CIDMET: ing. Brândusa Florentina Scortea
Redactor: ing. Brândusa Florentina Scortea
Stilizare, corectura: Rodica Rosu, Mirela Bleoju
Tehnoredactare computerizata: Lidia Vereanu

Redactia si administratia: Bucuresti, str. Mendeleev, nr.21-25, sector 1, cod 70168, telefon 01/6594990, fax 01/3124278

Institutiile pot achita abonamentele în contul nostru de virament nr. 30 15 20 201 BCR-SMB.

Costul abonamentului:lei 36000

Cititorii din strainatate se pot abona prin Rodipet S. A., P. O. Box 33 - 57, fax 0040-1-3129432 sau 3129433, telex 11995 - Piata Presei Libere nr. 1, sect 1, Bucuresti, Romania

Copyright © 1948 S. C. SIDEROM S. A. CIDMET

Reproducerea de parti din aceasta revista este permisa cu acordul scris al editorului

Ioan Ilca et al: **Analytical procedure for measuring starting time of belt conveyors actuated by 3 - phase asynchronuous motors**

Metalurgia 47(1995), nr. 6, p. *5*

Mircea Bejan et al: **Some aspects regarding the present of the steel industry**

Amongst many other materials, which are of vital interest for mankind, the paper analyses the steel industry for the period 1973 - 1992 and sets some related predictions up to 1995.

Various synthetical and comparative aspects of crude steel production are outlined for the ex - CAER countries and for those of the European Community as well, special emphasis being put on problems concerning Romania.

Metalurgia 47(1995), nr. 6, p. *8*

Ioan Ciuca et al : **Geometrical aspects of round bar twisting**

Metalurgia 47(1995), nr. 6, p. *13*

Dragos Taloi et al : **Mathematical model of the energy balance for drying in two stages copper concentrates**

The model is for the two stages of copper concentrate drying, followed by melting and matte. making by the Outokumpy process.

Using this model we can have a quick evaluation of fuel consumption for each drying stage.

Metalurgia 47(1995), nr. 6, p. *15*

Simona Zamfir, Ruxandra Vidu: **Corrosion Behaviour of a precipitation hardened Al -Mg - Si - Cu alloy after double ageing**

The paper presents the effect of heat and time parameters of the ageing treatment on corrosion resistance of an Al - Mg - Si - Cu structural, hardenable alloy. .

Metalurgia 47(1995), nr. 6, p. *18*

Nicolae Ene, Stefania Zuca : **Titanium powder making by electrolysis in molten salts**

On both national and international markets Ti powders are in an increased demand of 1100 - 1200 t/y for sizes between 25 and 100mm. Fine Ti powder making is generally very cost - effective;the paper suggests an effective method of Ti electrorefining.

Metalurgia 47(1995), nr. 6, p. *22*

Ioan Ilca, Doina Frunzaverde: **Investigations on tempering fragility of R52 - 6a steel**

By raising the resilience - tempering temperature curves for the low - alloyed steel type R52 - 6a the research delimits the 2 ranges of tempering temperatures in which R52 - 6a presents tempering brittleness

Metalurgia 47(1995), nr. 29, p. *25*

Vasilica Dina: **Effects of heat exchange intensifying on iron scrap melting rate in BOF**

Metalurgia 47(1995), nr. 5, p. *28*

Christian Mihailescu et al: **Studies and researches concerning the thermal conductivity of ceramic systems**

In this paper are treated the main problems concerning the terminology: thermal conductivity of ceramic materials (considered like "composite" system)

The main source for thermal characteristics of nmaterials is offered by experiments. Theoretical support for stationary heat transfer is to establish the heat transfer rate linked with body geometry and thermal gradient between the opposite surfaces of body. In the case of non - stationary models the temperature fields are variables.

The extensive theoretical approach for these phenomena was the support for a mathematical model that permit clarifying the more complicated aspects of conduction, convection and radiation for the considered system

Metalurgia 47(1995), nr. 5, p. *31*

Igor Cretescu et al: **Studies of the plasmochemical processes aiming the obtaining of molybdenum**

In this paper is presented an optimized study of the plasmochemical processes intended to producing molybdenite concentrates in the scope of obtaining metallic molybdenum, in an original variant of plasma jet reactor, characterized by the presence of an additional electrode made from rough material for manufacturing process.

Metalurgia 47(1995), nr. 5, p. *39*

Alexandru Florea: **Cold - rolled strip shape control**

Metalurgia 47(1995), nr. 5, p. *45*

Viorel Munteanu et al: **Study on the superficial layer resulted after the cylinders grinding for the cold rolling**

Metalurgia 47(1995), nr. 5, p. *51*

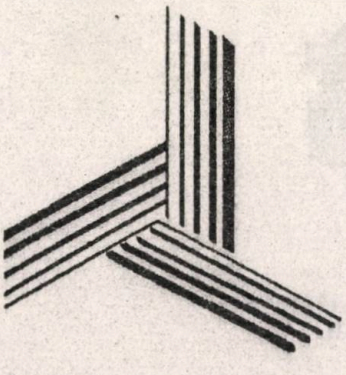
Mihai Cojocaru et al: **Study about the pressure effect on the ionitrate layer formation kinetics**

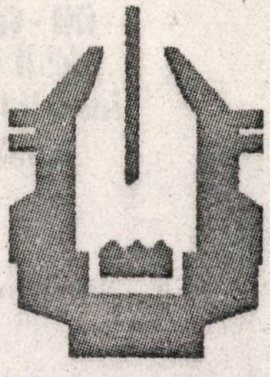
The aim of this paper is the study of the pressure effect in corelation with the temperature effect at which is taking place the process, on the ionitrate layer formation kinetics

Metalurgia 47(1995), nr. 5, p. *56*

Augustin Semenescu et al: **Experiments regarding reactive powders injection in the metallic bath of the ladle**

Metalurgia 47(1995), nr. 5 p. *62*





IMPORTANT PRODUCATOR DE
LAMINATE FINITE DIN OTEL

Sidex

sub forma de:

Tabla si banda laminata la cald

Tabla groasa

Tabla si banda laminata la rece

Tevi sudate longitudinal cu diametre cuprinse in gama 508 - 1420 mm

destinate:

Industriei chimice, petrochimice si a gazelor naturale

Industriei electronice

constructiei de masini grele, nave maritime si fluviale, utilaje

fabricilor de produse de larg consum (autoturisme, frigidere, masini de spalat, aragaze, obiecte casnice)

SIDEX S.A.
GALAŢI - ROMÂNIA

Str. Smârdan, nr. 1
6200 - Galati - România
Tel: 40 - 36 43.19.00
Fax: 40-36-43.20.17; 46.49.16
Telex: 51257; 51312

Inregistrat in Registrul Comertului Nr. J 17/21/1991
Cod Fiscal: 1639739 B.C.R. Galati

Efficiency in metallurgical industry can only be achieved by high expenses for maintenance and modernization of equipment, aggregates, outfits and for technological processes. Besides, siderurgical units, hot process-based ones particularly, induce pollution so that they yearly assign large amounts of money for research, ecosystems protection and new non-polluting, low raw materials and energy consuming technologies.

***SIDEX** has been permanently facing these problems, just like any other big metallurgical company in developed countries. Recent studies in European Economic Community programmes have pointed out several solutions that would quite shortly lead to SIDEX products' quality compliance with competition requirements on major world steel markets.*

***SIDEX** short-time targets in this field are clearly cut and equally set in point of priorities. Emphasis shall be laid on higher efficiency for each and every product, better quality for merchandised flat rolled products, lower materials and energy consumptions and on environment protection.*

Flat products integrated manufacturing process is at the core of the up-dating programme which will be drawn up by the best metallurgical research and design

institutes in Romania. The Company means to manufacture part of the equipment, agregates and outfits in its own plants and by co-operation with specialized producers at home and abroad.

This daring up-dating programme implies progress at a rather rapid pace but as it springs from the vital necessity of our integration in the European Community, we intend to organize our activity so that to put it fully into practice by the year 2000- 2002.

SEBASTIAN STAVAR
Deputy general manager

Sidex

Iron and Steel Complex of Galati

Manufactures and exports for you

Hot Rolled Flat Products

- Ordinary steel strips and plates for constructions
- Fine grained steel strips nad plates for welded constructions
- Atmospheric corrosion resistant steel strips and plates
- Shipbuilding steel plates
- High quality carbon steel strips and plates for machine building
- Steel plates for boilers and pressure vessels
- Steel strips and plates for cold bending and deep drawing
- Steel strips and plates for side bars and other parts with small bending radius
- Steel plates for mining equipment
- Stainless steel strips and plates and refractory steel for nuclear and aeronautical industry
- Steel strips and plates for automobile rims

Other Products

- Liquid and gas oxygen
- Liquid and gas nitrogen
- Liquid and gas argon
- Granulated blast-furnace slag
- Non-iron slag

Steel Semi-products

- Continuous cast or rolled slabs
- Continuous cast blooms
- Rolled billets
- Coke-chemical products
- Blast furnace coke
- Ferro-alloys coke
- Fine coke
- Coke-chemical ammonia sulphate
- Concentrated ammonia water
- Coal tar
- Technical ammonia
- Aromatic fractions
- Coke plant technic sulphur
- Pit coal tar
- Pit coal creosote for carbon black
- Coke-chemical absorption oil
- Phenolic fraction
- Crude anthracene
- Naphthalene
- Technical ferric sulphate
- Bitum

Cold Rolled Sheet

- Thin steel strips and sheets for cold formed shapes and welded pipes
- Sheets and strips for deep drawing
- Steel sheets and strips for car industry and ships

A life experience on the steel market and many friends in the steel bussines!

str. Siderurgistilor 1, Galati 6200, Tel:036 43.19.00, Telex 51 257

METODA ANALITICA DE DETERMINARE A TIMPULUI DE PORNIRE A TRANSPORTOARELOR CU BANDA, ACTIONATE CU MOTOR ASINCRON TRIFAZAT

Dr. ing. Ioan Ilca, profesor universitar, ing. Iosif Popa, sef de lucrari - Facultatea de Inginerie Hunedoara

C.Z.: 621.867.2

Cunoasterea timpului de pornire a diferitelor masini de lucru, actionate electric, este necesara pentru reglarea releelor de timp, din instalatiile de comanda automata, si a dispozitivelor electrice si electronice de protectie a motoarelor de actionare.

Majoritatea utilajelor si masinilor din industrie sunt actionate cu motoare asincrone trifazate. În general timpul de pornire a motoarelor electrice asincrone trifazate se determina prin metoda grafoanalitica [1], [2], care nu prezinta o precizie deosebita.

În lucrare se propune o metoda analitica de determinare a timpului de pornire a transportoarelor cu banda, sau a altor masini de lucru cu cuplu rezistent constant, care sunt actionate cu motoare asincrone trifazate.

La pornire, în cazul masinilor de lucru cu moment de inertie constant, motorul trebuie sa învinga atât momentul rezistent redus la arborele motorului M_{rr} [Nm], cât si cuplul dinamic M_d [Nm]:

$$M = M_{rr} + M_d;\ M = M_{rr} + J_r \frac{d\Omega}{dt},\ Nm \qquad (1)$$

unde:
M, Nm este cuplul motorului;
J_r, kgm^2 - momentul de inertie total al ansamblului motor-masina de lucru, redus la arborele motorului
$d\Omega$, s^{-1} - cresterea vitezei unghiulare a arborelui motorului în intervalul de timp dt, s.

În perioada pornirii, cuplul motorului asincron trifazat se modifica cu alunecarea s [-] potrivit relatiei simplificate a lui Kloss [1], [2]:

$$M = \frac{2M_k}{\frac{s}{s_k} + \frac{s_k}{s}},\ Nm \qquad (2)$$

în care:
M_k, Nm este momentul critic;
s_k [-] - alunecarea corespunzatoare momentului critic.

Marimile s, s_k, si M_k, se calculeaza cu relatiile:

$$s = \frac{\Omega_0 - \Omega}{\Omega_0};\quad s = \frac{n_0 - n}{n_0}\ [-] \qquad (3)$$

$$s_k = s_n (\lambda + \sqrt{\lambda^2 - 1})\ [-] \qquad (4)$$

$$M_k = \lambda M_n,\ Nm \qquad (5)$$

în care:
Ω_0, s^{-1} este viteza unghiulara corespunzatoare turatiei de sincronism n_0, rot/min a motorului;
s_n, [-] alunecarea corespunzatoare turatiei nominale n_n [rot/min]:

$$s_n = \frac{\Omega_0 - \Omega_n}{\Omega_0};\quad s = \frac{n_0 - n_n}{n_0}\ [-] \qquad (6)$$

λ [-] coeficientul de supraîncarcare a motorului, dat în catalogul masinii, iar
M_n, Nm cuplul nominal:

$$M_n = \frac{P_n}{\Omega_n},\ Nm \qquad (7)$$

corespunzator puterii nominale P_n [W] a motorului.

Viteza unghiulara Ω_n se calculeaza cu relatia:

$$\Omega_n = \frac{\pi n_n}{30}\ [s^{-1}] \qquad (8)$$

Utilizând relatiile (1) ... (8), se traseaza graficul $M = f_1(s)$ (curba 1), care reprezinta caracteristica naturala simplificata a motorului asincron trifazat de actionare din figura 1.

Momentul rezistent redus la arborele motorului este constant ($M_{rr} = f_2(s)$ curba 2 (fig. 1).

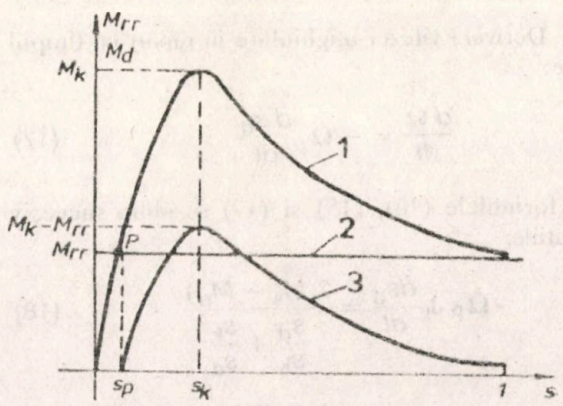


Fig. 1

Din relatia (1) rezulta:

$$M_d = M - M_{rr} \quad (9)$$

$$M_d = J_r \frac{d\Omega}{dt} \quad (10)$$

Cu relatia (9) si curbele 1 si 2 din figura 1, se traseaza curba 3 care reprezinta modificarea, în perioada de pornire, a momentului dinamic ($M_d = f_3(s)$).

Tinându-se seama de toate acestea, pentru cuplul rezistent constant la arborele motorului, momentul dinamic poate sa fie exprimat analitic tot prin relatia lui Kloss:

$$M_d = \frac{2M_{kd}}{\frac{s_d}{s_{kd}} + \frac{s_{kd}}{s_d}} \quad (11)$$

unde:

$$M_{kd} = M_k - M_{rr},\ Nm \quad (12)$$

$$s_{kd} = s_k \quad (13)$$

iar s_d definita prin relatia:

$$s_d = \frac{\Omega_p - \Omega}{\Omega_p}\ ;\ sd = \frac{n_p - n}{n_p} \quad (14)$$

în care Ω_p [s^{-1}] este viteza unghiulara corespunzatoare turatiei n_p ,rot/min în punctul P de functionare a motorului, când cuplul M_{rr} este diferit de cel nominal M_n.

Deci:

$$M_d = \frac{2(M_k - M_{rr})}{\frac{s_d}{s_k} + \frac{s_k}{s_d}} \quad (15)$$

Din relatia (14) rezulta:

$$\Omega = \Omega_p (1 - s_d) \quad (16)$$

Derivata vitezei unghiulare în raport cu timpul este:

$$\frac{d\Omega}{dt} = -\Omega_p \frac{ds_d}{dt} \quad (17)$$

cu formulele (10), (15) si (17) se obtin succesiv relatiile:

$$-\Omega_p J_r \frac{ds_d}{dt} = \frac{2(M_k - M_{rr})}{\frac{s_d}{s_k} + \frac{s_k}{s_d}} \quad (18)$$

$$dt = -\frac{1}{2} \frac{\Omega_p J_r}{(M_k - M_{rr})} \frac{s_d^2 + s_k^2}{s_d \cdot s_k} ds_d \quad [s] \quad (19)$$

Prin integrarea ambilor membri ai relatiei (19) rezulta:

$$t_p = -\frac{1}{2} \frac{\Omega_p J_r}{2(M_k - M_{rr})} \int_{s_{din}}^{s_{d\,fin}} \frac{s_d^2 + s_k^2}{s_d \cdot s_k} ds_d \quad (20)$$

$$t_p = \frac{1}{2} \frac{\Omega_p J_r}{(M_k - M_{rr})} \left[\frac{1}{2s_k} (s_{din}^2 - s_{dfin}^2) + s_k \ln \frac{s_{d\,din}}{s_{s\,fin}} \right] \quad (21)$$

Dar:

$$s_{din} = 1 \text{ si } s_{dfin} \doteq s_p \quad (22)$$

Cu aceasta se obtine relatia generala de calcul al timpului de pornire ($M_{rr} \neq M_n$):

$$t_p = \frac{1}{2(M_k - M_{rr})} \frac{\Omega_p J_r}{} \left[\frac{1}{2s_k} (1 - s_p^2) + s_k \ln(\frac{1}{s_p}) \right], s \quad (23)$$

unde:

$$\Omega_p = \frac{\pi n_p}{30} \quad (24)$$

deci:

$$t_p = \frac{\pi n_p J_r}{60(M_k - M_{rr})} \left[\frac{1}{2s_k} (1 - s_p^2) + s_k \ln(\frac{1}{s_p}) \right] \quad (25)$$

Alunecarea s_p corespunzatoare punctului P de functionare în regim stabil ($s = s_p$) se obtine cu formulele (1), (2), (4), ... (8) când $t = t_p$, deci $M_d = 0$. În acest caz, rezulta:

$$\frac{2M_k}{\frac{s_p}{s_k} + \frac{s_k}{s_p}} = M_{rr} \quad (26)$$

de unde se obtine:

$$s_{p\,1,2} = \frac{M_k + \sqrt{M_k^2 - M_{rr}^2}}{M_{rr}} s_k \quad (27)$$

Se alege solutia cu " - " deoarece pentru celalalt caz rezulta $s_p > s_k$, deci punctul P de functionare se gaseste în zona functionarii instabile a caracteristicii mecanice. Deci:

$$s_p = \frac{M_k + \sqrt{M_k^2 - M_{rr}^2}}{M_{rr}} s_k \quad (28)$$

Pe de alta parte:

$$s_p = \frac{\Omega_0 - \Omega_p}{\Omega_0} \quad (29)$$

deci:

$$\Omega_p = \Omega_0(1 - s_p) \quad (30), \text{ unde } \Omega_0 = \frac{\pi n_0}{30} \quad (31)$$

Astfel, poate sa fie determinat timpul de pornire fie cu formula (23), fie cu (25). În relatia (25):

$$n_p = n_0 (1 - s_p) \quad (32)$$

În cazul particular când motorul este încarcat cu sarcina nominala ($M_{rr} = M_n$), relatiile (23) si (25) devin:

$$t_p = \frac{1}{2} \frac{\Omega_n J_r}{M_k - M_n} \left[\frac{1}{2s_k}(1 - s_n^2) + s_k \ln(\frac{1}{s_n}) \right], \quad (33)$$

$$t_p = \frac{\pi n_n J_r}{60(M_k - M_n)} \left[\frac{1}{2s_k}(1 - s_n^2) + s_k \ln(\frac{1}{s_n}) \right] \quad (34)$$

Concluzii

Relatiile (23), (25), (33) si (34) obtinute în lucrare permit o determinare operativa a timpului de pornire daca se întocmeste un program de calcul. In aceste relatii, se impune atât cunoasterea momentului de inertie redus J_r, cât si a cuplului rezistent M_{rr} redus la arborele motorului. Acestea se determina în functie de masina de lucru actionata.

BIBLIOGRAFIE

[1] **Fransua Al., Saal C., Topa I.:** *Actionari electrice.* Editura Didactica si Pedagogica, Bucuresti 1975, p. 90

[2] **Novac I.,** s.a.: *Masini si actionari electrice.* Editura Didactica si Pedagogica, Bucuresti, 1982, p. 267

RECENZII

V.A. Efimov, A.S. Eldarhanov

"Metode fizice de dirijare a procesului de solidificare a aliajelor"

(lb. rusa) Moscova, Metalurgia, 1995, 272 p.,182 titluri bibliografice

Tendinta de îmbunatatire si de realizare a tehnologiilor moderne determina necesitatea folosirii pe scara mai larga a procedeelor de dirijare a proceselor de solidificare si cristalizare.

Aceste procedee maresc de 3-4 ori transferul de caldura si de masa, influenteaza puternic zona bifazica si structura cristalina a produselor metalice turnate. Scopul principal al acestei noi monografii scrisa de acad. V.A. Efimov, cunoscut specialistilor nostri prin lucrarea anterioara "Turnarea si cristalizarea otelurilor" tradusa în limba româna si aparuta la Editura Tehnica, este de a prezenta noile procedee de dirijare a cristalizarii: vibrarea, câmpul electromagnetic, procedeul de gazo-impuls, ultrasunete, folosirea presiunii si a altor procedee fizice.

În lucrare se face o analiza pe baza ultimelor date a proceselor de solidificare care pun în evidenta procesele de transfer de caldura si de masa care se desfasoara în timpul transformarii de faza lichid-solid.

Aceste date sunt deosebit de utile pentru dirijarea omogenitatii fizice si chimice a aliajelor turnate în vederea îmbunatatirii caracteristicilor fizico mecanice.

Monografia cuprinde doua directii principale:

- în primele doua capitole se analizeaza bazele fizico chimice ale procesului de solidificare;
- în celelalte trei capitole se prezinta procedeele de dirijare a procesului de solidificare.

O deosebita atentie se acorda zonei bifazice care influenteaza hotarâtor calitatea pieselor turnate.

Analiza procedeelor de dirijare a solidificarii are la baza rezultatele teoretice si experimentale obtinute de autorii lucrarii în cadrul Institutului de Turnatorie din Kiev de pe lânga Academia Nationala de Stiinta din Ucraina.

Monografia este foarte utila inginerilor din cercetare, proiectare, productie, precum si doctoranzilor si studentilor de la Facultatea de Stiinta si Ingineria Materialelor.

Prof. dr. ing. L. Sofroni
Prof. dr. ing. C. Bratu

UNELE ASPECTE PRIVIND PREZENTUL INDUSTRIEI OTELULUI

Dr. ing. Mircea Bejan, conferențiar - Universitatea Tehnica Cluj Napoca
ing. Ioana Balan, Ecole Nationale Supérieure des Mines de Paris, CEMEF, Sophia Antipolis - Franta

C. Z.: 669.1

Materialele sunt vitale pentru omenire si constituie o cerinta de baza pentru satisfacerea unor nevoi si dorinte fundamentale ale societatii (hrana, locuinta, îmbracaminte, transport, informatie). Dintre multe materiale existente, unele cu proprietati înalt performante, ne vom axa asupra otelului, principal material din care se confectioneaza mijloace de productie si numeroase obiecte de larg consum.

Consumul de otel ilustreaza modul de evolutie a cererii. O importanta cerere de otel survine atunci când venitul pe locuitor atinge aproximativ 300$ (1972) [1], nivel asociat cu începutul industrializarii. Apoi, otelul este consumat cu o rata de crestere care depaseste rata de crestere a venitului, pâna sa ajunga la circa 2500 $. In acest stadiu, industria este foarte diversificata, nevoile ei de materiale sunt mai specializate si sectorul serviciilor se extinde, rezultatul fiind scaderea cresterii consumului de otel.

Din punct de vedere al consumului de resurse, în majoritatea etapelor proceselor de fabricatie traditionale apar mari cantitati de deseuri. De exemplu, pentru a produce o tona de bare, benzi sau tevi laminate la rece trebuie aproximativ 1,5 tone de metal; pentru a produce o tona de produse forjate, trebuie aproape doua tone de otel; în cursul unei operatii cum ar fi matritarea sau prelucrarea prin aschiere, industriile prelucratoare de metale pot reduce la starea de deseu jumatate sau mai mult din metalul pe care îl utilizeaza. Figura 1 ilustreaza consumul de energie si gradul de utilizare al materialului în cazul diferitelor procedee de prelucrare: metalurgia pulberilor, forjare la rece, forjare la cald si aschierea.

Costul energetic, conceput ca expresie a energiei totale consumate pentru producerea unei tone de metal, de la extragerea minereului din zacamânt si pâna la iesirea metalului din cuptoarele de tratament, are cea mai mare forta de frânare, deoarece creste exponential o data cu reducerea concentratiei minereului. Pentru viitor, cel putin pentru câteva decenii, nu se poate vorbi de energie ieftina. Trebuie descoperite si folosite diferite tehnologii ieftine si productive. Se stie ca reciclarea fierului vechi economiseste peste 55% din energia necesara procesului de fabricatie.

Pentru fiecare tona de otel produsa în cuptoare Martin se consuma între 105 si 135 kg combustibil conventional, în timp ce pe tona de otel elaborat în convertizoare cu oxigen se consuma numai 4-5 kg combustibil conventional, rezultând o economie medie de 115 kg combustibil conventional pentru fiecare tona de otel.

Si pentru materiale apare necesitatea aplicarii atente a diferitelor metode de obtinere si conservare a acestora. Progresul tehnic viitor trebuie sa tina seama si de constrângerile impuse de mediul înconjurator.

Spre exemplu, cresterea productiei de otel a determinat aparitia procedeului de mare productivitate si eficienta, de elaborare în convertizor prin insuflare cu oxigen. In anul 1952, la uzinele LINZ-DONAWITZ (Austria) este realizat si folosit convertizorul cu suflare de oxigen pur asupra baii ("convertizor LD") printr-o lance introdusa prin gura convertizorului (otelarie având capacitatea de 250000 t/an). La numai 16 ani de la prima realizare industriala, în iunie 1968, s-a elaborat prima sarja de otel în otelaria cu trei convertizoare de câte 150 t capacitate la Combinatul Siderurgic din Galati. Un alt aspect: cea mai eficienta actiune de crestere a indicelui de scoatere a laminatelor din otel brut este trecerea de la turnarea otelului în lingouri, la turnarea continua a acestuia în bare (sleburi, laminate în produse plate si blumuri, pentru produse lungi). Eficienta economica a turnarii continue a otelului este

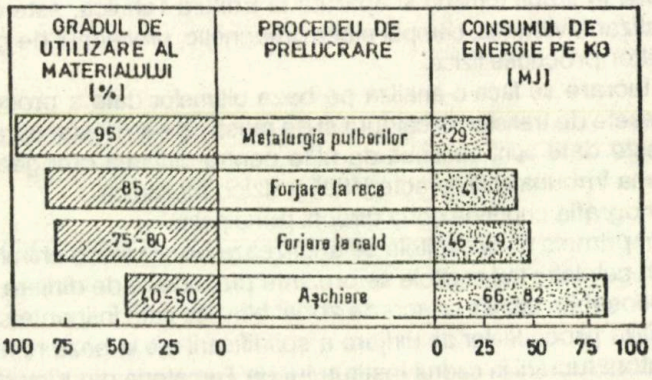


Fig. 1

Consumul de energie pe kg, MJ si gradul de utilizare al materialului, % în cazul diferitelor procedee de prelucrare

Specific energy consumption, MJ/kg and material yield, % for various processing techniques

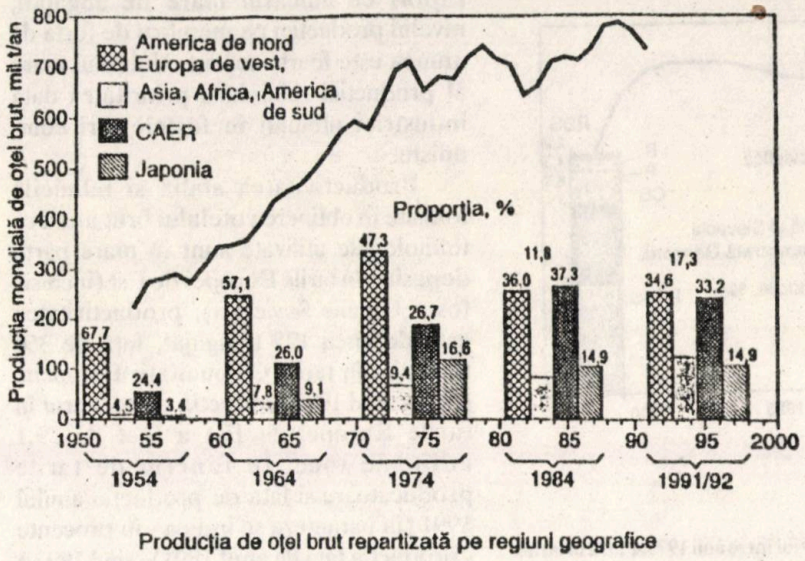


Fig. 2

Productia mondiala de otel brut, repartizata pe regiuni geografice
World steel production on geographical zones

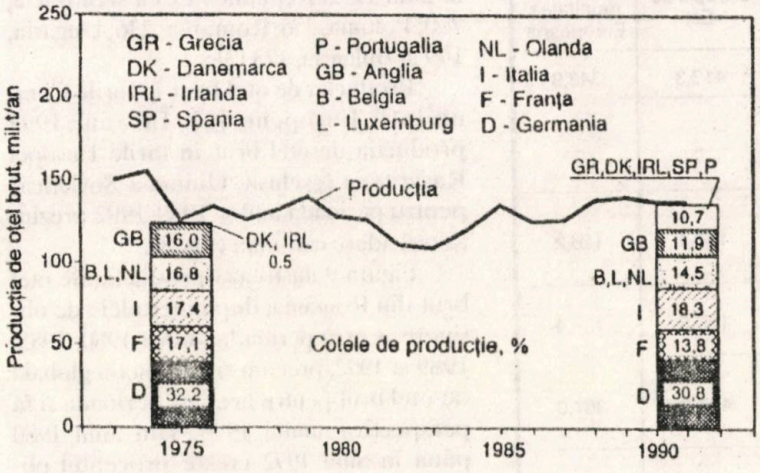


Fig. 3

Evolutia productiei de otel brut si cotele productiei între anii 1973 si 1992 în Comunitatea Europeana si tarile aferente
Crude steel production and quotas for the E C and its member states between 1973 - 1992

deosebit de importanta, deoarece scoaterea de laminate din barele turnate continuu depaseste 90%, fata de circa 80% cât se obtin în cazul turnarii în lingouri [4].

Promovarea industriei otelului în tarile fostului CAER poate fi explicata prin urmatoarele:

» prezenta unui important factor economic pentru tarile respective;

» industria otelului era considerata baza pentru un nou sistem care se dorea sa fie creat.

Productia mondiala de otel brut repartizata pe regiuni geografice este redata în figura 2. Europa Occidentala si Statele Unite, cu procentul cel mai mare în contextul mondial, prezinta o scadere. Cresteri evidente în ultimii ani se observa în tarile din Asia, Africa si America de Sud, precum si în tarile fostului CAER, pâna la dezmembrarea acestuia. Japonia, dupa cresterea apreciabila a productiei în anul 1974, pastreaza o relativa constanta, mentinându-se în rândul tarilor cu productia mondiala cea mai ridicata.

Evolutia productiei de otel brut si cotele productiei între anii 1973 si 1992 în Comunitatea Europeana - si tarile aferente, în comparatie cu tarile fostului CAER, este ilustrata de figurile 3 si 4.

Se observa mutatii în cotele proportionale ale tarilor componente: productia si cota Italiei cresc, cele ale Germaniei si Frantei scad. Marii producatori în tarile fostului CAER au fost (si se mentin), alaturi de fosta Uniune Sovietica, Polonia, România si Republica Ceha si Slovacia.

În functie de metodele de obtinere a otelului, se constata ca în tarile Comunitatii Europene aproape 70% din acesta este otel de convertizor (cu oxigen), restul obtinându-se pe cale electrica. În tarile fostului CAER, pe cale electrica se obtine 14-15%, otel de convertizor 38-39%, iar prin metoda Martin (depasita din punct de vedere tehnic) se obtine 48-46% din productia înregistrata (fig. 5).

Se constata ca în tarile fostului CAER consumul de otel brut pe cap de locuitor este mai mare decât în tarile Comunitatii Europene (fig. 6). Sunt semnificative, însa, unele consumuri înregistrate în anul 1992 (în kg/locuitor): Luxemburg, 7867; Belgia, 1064; Ucraina, 800; Japonia, 789; Republica Ceha si Slovacia, 700; Finlanda, 607; România, 236 (fata de peste 600 kg/locuitor în anul 1985).

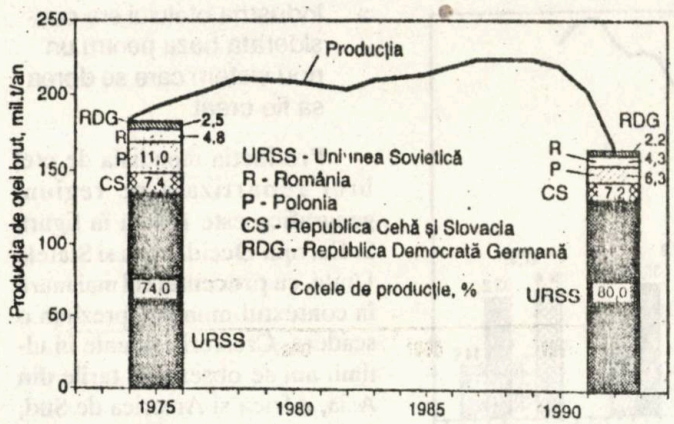


Fig. 4

Evolutia productiei de otel brut si cotele productiei între anii 1973 si 1992 în tarile fostului CAER

Crude steel production and quotas for former.COMECON countries between 1973 - 1992

Tabelul 1

Specificatie	Anul 1989		Anul 1990/1991	
	Europa de Est	Comunitatea Europeana	Europa de Est	Comunitatea Europeana
Populatie, mil.	384,9	326,6	413,3	343,9
Angajati în industria otelului, mii	1676,0	401,9	-	-
Alimentarea pietei cu otel laminat, mii t	165,4	111,7	197,1	126,2
Productia de otel brut, mil. t	211,3	140,1	156,3	137,4
Alimentarea pietei/cap de locuitor, kg/loc.	429,7	342,0	477,0	367,0
Productia de otel brut dupa metoda de prelucrare, %				
- convertizor	37,8	70,3	38,4	67,8
- electric	14,4	29,7	15,2	31,6
- Martin	47,7	-	46,5	0,6
Procente, %, de:				
- otel turnat continuu	17,7	87,8	18,5	90,3
- produse lungi	62,0	39,0	62,3	41,0
- produse plate	36,0	61,0	37,3	59,0

Tabelul 1 [2] prezinta unii indicatori relevanti pentru o comparatie între tarile Europei de Est si tarile Comunitatii Europene.

Daca populatia fostului bloc rasaritean, de 385 milioane, este cu circa 18% mai mare decât în Comunitatea Europeana, numarul angajatilor în industria otelului este de circa patru ori mai mare. In raport cu numarul mare de angajati, nivelul productiei pe membru de forta de munca este foarte scazut. Volumul mare al productiei subliniaza prioritatea data industriei otelului în fostele tari comuniste.

Productivitatea slaba si tehnicile folosite în obtinerea otelului brut arata ca tehnologiile utilizate sunt în mare parte depasite. In tarile Europei de Est (inclusiv fosta Uniune Sovietica), productivitatea este de circa 125 t/angajat, fata de 350 t/angajat în tarile Comunitatii Europene [2]. În anul 1992 productia de otel brut în tarile Europei de Est a fost de 29,1 milioane tone. În functie de tarile producatoare si fata de productia anului 1991 (în paranteza se indica - în procente - productia fata de anul 1991), anul 1992 a marcat urmatoarele valori: Republica Ceha si Slovacia, 10,8 milioane tone (93,9%); Polonia, 9,8 (89%); România, 5,4 (72%); Ungaria, 1,5 (62,2%) si Bulgaria, 1,6 (100%), (fig. 7).

În aceeasi ordine se prezinta si consumul de otel brut pe locuitor (în kg/loc.) în anul 1992: Republica Ceha si Slovacia, 700; Polonia, 256; România, 236; Ungaria, 149 si Bulgaria, 173 [3].

Productia de otel brut în tarile Comunitatii Europene [2]. În anul 1992 productia de otel brut în tarile Europei Rasaritene (exclusiv Uniunea Sovietica) pentru perioada anilor 1989-1992 prezinta o scadere continua (fig. 8).

Figura 9 ilustreaza productia de otel brut din România, dupa metodele de obtinere pentru perioada anilor 1980, 1985, 1989 si 1992, precum si productia globala de otel brut pentru aceeasi perioada si în perspectiva anului 1995. Din anul 1980 pâna în anul 1992 creste procentul obtinerii pe cale electrica a otelului (de la 19,8 la 31,5%). Dar 31,5% din totalul productiei pe anul 1992 nu reprezinta decât 19,4% din productia totala realizata în România anului 1989 (apogeul productiei realizate).

Factori responsabili de la Ministerul Industriilor considera ca în anul 1993 s-a reusit stoparea declinului productiei metalurgice. In primele noua luni ale acestui an (1994), productia de otel brut si de laminate finite pline a crescut la 4284,5 mii tone, fata de 3146,8 mii tone în anul 1993. Se considera ca sunt îndeplinite conditiile de realizare în anul 1995 a 6,1 milioane tone otel brut si 4,8 milioane tone laminate finite pline.

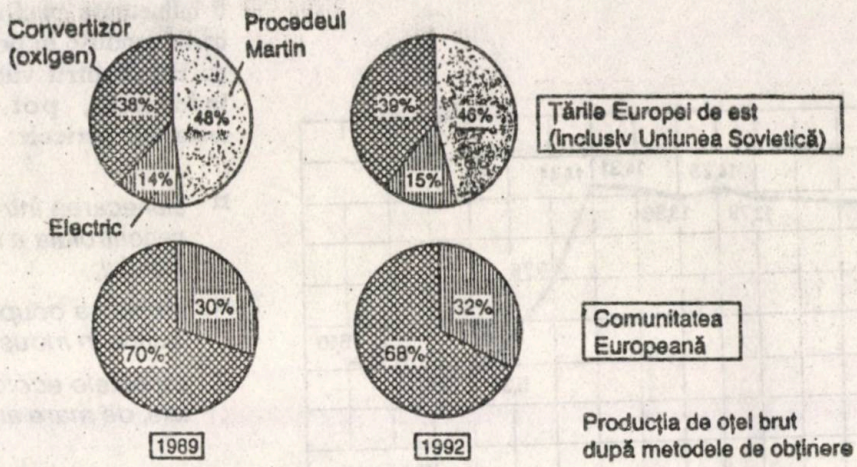


Fig. 5
Productia de otel brut dupa metodele de prooductie
Crude steel production by process type

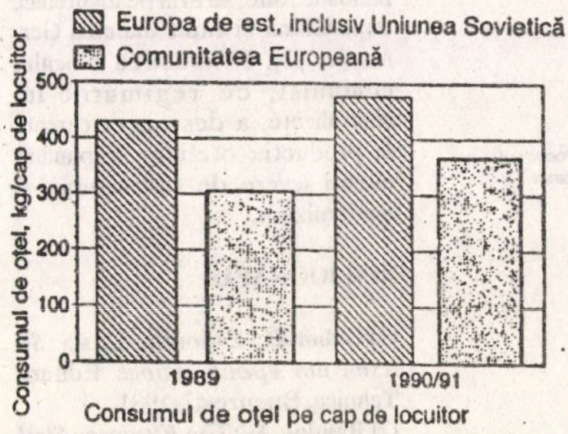


Fig. 6
Consumul de otel pe cap de locuitor
Per capita steel consumption

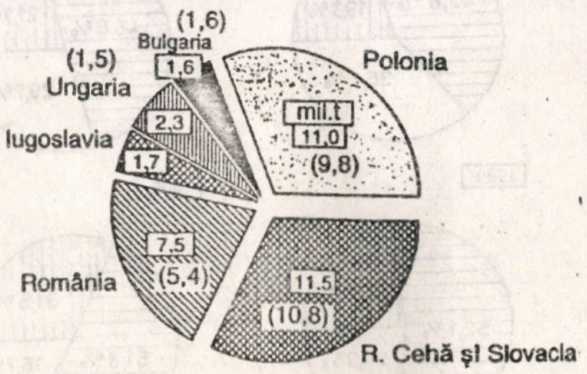


Fig. 7
Repartizarea geografica a productiei de otel brut fn tarile Europei de Est fn anii 1991 si 1992 (în paranteze)
Geographical distribution of crude steel production in East European countries for 1991 and 1992 (in brackets)

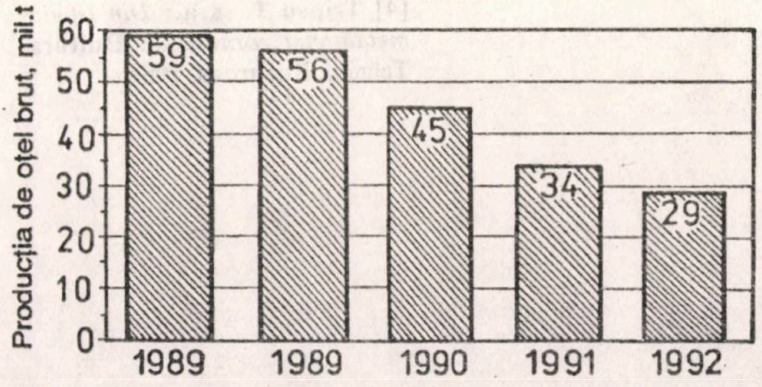
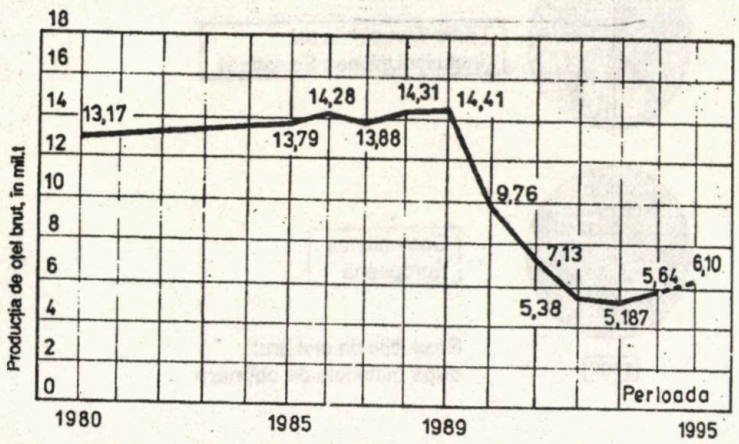


Fig. 8

Productia de otel brut fn tarile Europei de Est (fara Uniunea Sovietica)
Crude steel production in East European countries (except ex - Soviet Union)

Productia de otel brut din România, în perioada 1980 - 1995, mil. t



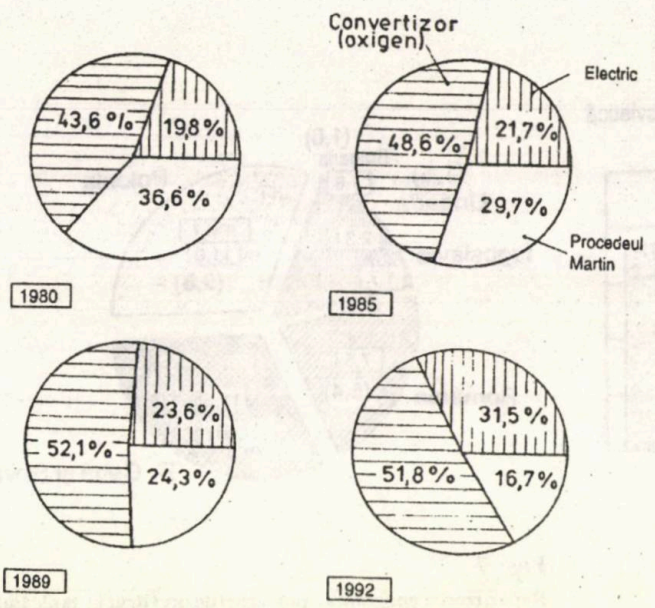


Fig. 9

Productia de otel brut în România, dupa metodele de obtinere, în perioada 1980 - 1992
Crude steel production in Romania by process type between 1980 - 1992

Economia mondiala a fost si va fi influentata profund de schimbarile produse în politica Europei de Est. Pentru viitorul nu prea îndepartat, pot aparea urmatoarele pericole:

- *alunecarea într-o criza necontrolata a industriei otelului;*
- *problema ocuparii fortei de munca în industria otelului;*
- *aspectele ecologice rezultate, de mare amploare.*

Fosta Uniune Sovietica era producatorul de otel cel mai mare pe plan mondial. Si în prezent, cu o capacitate de otel brut de circa 90 milioane tone, se afla pe locul trei, dupa Statele Unite si Japonia; Ucraina, cu aproximativ 60 milioane tone, se afla pe locul cinci, dupa China si mult înaintea Germaniei [2]. Prabusirea blocului comunist, cu regimurile lui centralizate, a descoperit carente în productia otelului, impunând masuri severe de restructurare si modernizare.

BIBLIOGRAFIE

[1] **Gabor D., Colombo U.,** s.a.: *Sa iesim din epoca risipei.* Editura Tehnica, Bucuresti, 1981

[2] **Randak A.** :*The European Steel Industry after the Break Down of the Comunist Power Bloc.* In: ISIJ International, vol. 33, 1993, no. 10, p. 1107-1112

[3] *** Anuarul statistic al României 1993, editat de Comisia Nationala pentru statistica.

[4] **Tripsa I.** s.a.: *Din istoria metalurgiei românesti.* Editura Tehnica, Bucuresti, 1981

CONSIDERATII GEOMETRICE PRIVIND TORSIUNEA BARELOR CILINDRICE (1)

Doctorand ing. Ioan Cinca, conferentiar universitar - Universitatea "Politehnica" Bucuresti
Doctorand mat. Toma Popescu - S. C. ICEM S. A.
Dr. mat. Nicolae N. Teodorescu - S. C. ICEM S. A.
Dr. ing. Eugen Cazimirovici, profesor universitar - Universitatea "Politehnica" Bucuresti

C. Z.: 621.

În cele ce urmeaza ne vom ocupa de problema generala a torsiunii barelor cilindrice. Alegem un sistem de axe ortogonal cu generatoarea paralela cu axa OZ.

Daca D este domeniul determinat de sectiunea transversala a barei cu planul Z = constant, vom nota cu ∂D frontiera acestui domeniu. Vom presupune ca aceasta frontiera este neteda pe portiuni, adica ∂D admite tangenta continua cu exceptia eventual a unui numar finit de puncte.

Matricea tensiunilor în cazul torsiunii pure este:

$$\begin{pmatrix} 0 & 0 & \sigma_{zx} \\ 0 & 0 & \sigma_{zx} \\ \sigma_{zx} & \sigma_{zy} & 0 \end{pmatrix}$$

Ecuatia de echilibru ne da:

$$\frac{\partial \sigma_{zx}}{\partial x} + \frac{\partial \sigma_{zy}}{\partial y} = 0 \qquad (1)$$

Vom presupune ca D este un domeniu simplu conex. În acest caz din (1) rezulta ca exista o functie f(x, y) (în vecinatatea unui punct (x, y) $\in$ D), astfel încât sa avem:

$$\sigma_{zx} = \frac{\partial f}{\partial y} \qquad \sigma_{zy} = \frac{\partial f}{\partial x} \qquad (2)$$

functia f(x, y) fiind determinata local, facând abstractie de o constanta aditiva care nu modifica componentele tensiunii tangentiale.

Impunând conditia ca suprafata laterala sa fie libera, avem:

$$\frac{dx}{\sigma_{zx}} = \frac{dy}{\sigma_{zy}} \quad x, y \in \partial D$$

de unde, conform cu (2), avem pe conturul ∂D:

$$0 = \tau_{zx}\, dy - \tau_{zy} dx = \frac{\partial f}{\partial y} dy + \frac{\partial f}{\partial x} dx = df(x,y)$$

de unde rezulta:

$$f(x,y)\ (x,y) \in \partial D = \text{constant} \qquad (3)$$

Conform cu (2) si (3), fara a restrânge generalitatea, putem face astfel încât sa avem:

$$f(x,y) = 0 \quad (x,y) \in \partial D \qquad (4)$$

Prin urmare, din punct de vedere geometric determinarea tensiunilor τ_{zx} si τ_{zy} se rezuma la gasirea unei suprafete:

$$z = f(x,y) \qquad (5)$$

care trece prin frontiera domeniului D.

Starea de tensiune pur plastica

În literatura de specialitate [1], se arata ca pentru anumite forme ale frontierei ∂D si pentru conditia de plasticitate **Huber - Mieses,** exista puncte în domeniul D în care tensiunile tangentiale τ_{zx} si τ_{zy} au discontinuitati. In practica, aceste linii de discontinuitate se pun în evidenta prin experimentari care ne arata modificarea structurii materialului de-a lungul acestor linii.

Noi vom demonstra ca, indiferent de forma conturului ∂D si de conditia de plasticitate, **exista totdeauna puncte de discontinuitate a componentelor tensiunii tangentiale.**

Vom considera deci conditia de plasticitate sub forma generala:

$$F(p, q) = 0 \qquad (6)$$

unde s-a notat:

$$p = \frac{\partial f}{\partial x}, \qquad q = \frac{\partial f}{\partial y} \qquad (7)$$

În particular, daca F (p, q) este de forma:

$$F(p,q) = p^2 + q^2 - k^2$$

unde k este o constanta legata de limita de curgere a materialului, avem de-a face cu conditia de plasticitate Huber - Mieses.

Sa aratam ca avem:

Lema 1. Suprafata z = f(x, y) care verifica ecuatia cu derivate partiale (6) si trece prin curba plana data de conturul ∂D este desfasurabila.

Într-adevar, derivând (6) în raport cu x apoi cu y obtinem:

$$r\frac{\partial F}{\partial p} + s\frac{\partial F}{\partial q} = 0$$

$$s\frac{\partial F}{\partial p} + t\frac{\partial F}{\partial q} = 0$$

unde am notat:

$$r = r = \frac{\partial^2 f}{\partial x^2} \quad s = \frac{\partial^2 f}{\partial x \partial y} \quad t = \frac{\partial^2 f}{\partial y^2}$$

Cum F nu este o constanta, $\frac{\partial F}{\partial p}$ si $\frac{\partial F}{\partial q}$ nu pot fi simultan nule, deci sistemul liniar de mai sus trebuie sa aiba determinantul nul, deci avem:

$$rt - s^2 = 0$$

sau:

$$\frac{\partial^2 f}{\partial x^2} \cdot \frac{\partial^2 f}{\partial y^2} - \left(\frac{\partial^2 f}{\partial x \partial y}\right)^2 = 0$$

ceea ce arata [2] ca suprafata z = f(x, y) este desfasurabila.

Dar aceasta suprafata este si marginita (din considerente fizice), prin urmare exista puncte ale ei în care nu are plan tangent. Avem deci:

Lema 2. Proiectiile pe planul z = constant ale punctelor în care suprafata z = f(x, y) nu are plan tangent, sunt puncte de discontinuitate ale tensiunilor.

Pentru determinarea acestor puncte se scriu ecuatiile conturului:

$x = x_0(\alpha) \quad y = y_0(\alpha) \quad z = z_0(\alpha) = \text{constant}$

unde α este unghiul dintre directia pozitiva a axei Ox si tangenta la contur.

Se integreaza sistemul de ecuatii ale caracteristicilor:

$$\frac{dx}{\frac{\partial F}{\partial p}} = \frac{dy}{\frac{\partial F}{\partial q}} = \frac{dz}{p\frac{\partial F}{\partial p} + q\frac{\partial F}{\partial q}} =$$

$$= \frac{dp}{-\frac{\partial F}{\partial x} - p\frac{\partial F}{\partial z}} = \frac{dq}{-\frac{\partial F}{\partial y} - q\frac{\partial F}{\partial z}} = d\beta$$

obtinându-se familia de curbe (în functie de parametrul β):

$$\begin{aligned} x &= x(x_0, y_0, z_0, p_0, q_0; \beta) \\ y &= y(x_0, y_0, z_0, p_0, q_0; \beta) \\ z &= z(x_0, y_0, z_0, p_0, q_0; \beta) \end{aligned} \qquad (9)$$

Se determina apoi p_0 si q_0 ca functii de α din relatiile:

$$F(p_0, q_0) = 0$$

$$0 \equiv z_0'(\alpha) - p_0(\alpha)x_0'(\alpha) - q_0(\alpha)y_0'(\alpha) =$$

$$= -p_0(\alpha)x_0'(\alpha) - q_0(\alpha)y_0'(\alpha)$$

si se înlocuiesc în (9), determinându-se ecuatiile parametrice ale suprafetei (5):

$$\begin{aligned} x &= x(\alpha,\beta) \\ y &= y(\alpha,\beta) \\ z &= f(x(\alpha,\beta), y(\alpha,\beta)) \end{aligned} \qquad (10)$$

Pentru a determina punctele de discontinuitate ale marimilor σ_{zx}, σ_{zy} determinam pe β din relatia:

$$\frac{D(x,y)}{D(\alpha,\beta)} \equiv \begin{vmatrix} \frac{\partial x}{\partial \alpha} & \frac{\partial x}{\partial \alpha} \\ \frac{\partial x}{\partial \alpha} & \frac{\partial x}{\partial \alpha} \end{vmatrix} = 0$$

unde x, y sunt dati de (10), apoi valoarea obtinuta a lui β o înlocuim în (10) si obtinem în planul r = constant, ecuatiile parametrice ale punctelor de discontinuitate.

BIBLIOGRAFIE

[1] **Socolovski V. V.** :*Teoria plasticitatii.* Editura Tehnica, Bucuresti, 1953

[2] **Dobrescu A.:** *Geometrie diferentiala.* Editura Didactica si Pedagogica, Bucuresti, 1966

MODEL MATEMATIC AL BILANTULUI ENERGETIC PENTRU USCAREA ÎN DOUA TREPTE A CONCENTRATELOR CUPROASE (I)

Dr. ing. Dragos Taloi, profesor universitar
dr. ing. Ioan Constantin, conferentiar — Universitatea "Politehnica" Bucuresti
ing. Grigore Matei, asistent universitar
ing. Emilia Matei — S. C. Ampellum S. A. Zlatna

C. Z.: 669.35

În ultima perioada problemele energetice au devenit o preocupare pentru fiecare societate comerciala, în sensul economisirii energiei si a combustibilului, reducerii pierderilor, perfectionarii instalatiilor consumatoare de energie, reevaluarii tehnologiilor de productie, în scopul obtinerii unor produse cu un aport energetic cât mai mic.

Lucrarea de fata îsi propune întocmirea unui model matematic al bilantului termic pentru fazele tehnologice de uscare ale concentratelor si ale amestecului de sarja ce va fi prelucrat prin procedeul de topire în suspensie.

Tehnologia de topire în suspensie a concentratelor cuproase impune ca, la intrarea în turnul de reactie, amestecul de sarja sa contina sub 0,1% umiditate.

Având în vedere conditiile de obtinere si de transport de la furnizori, concentratele contin de regula între 10 si 12% umiditate.

Inlaturarea umiditatii se face practic prin uscarea concentratelor în doua etape: în prima treapta se aduce concentratul pâna la 5% umiditate, iar dupa a doua treapta se obtine sub 0,1% umiditate.

Uscarea concentratelor în ambele etape se realizeaza în cuptoare rotative de uscare, concentratele circulând în contracurent cu gazele arse ale unui combustibil (de regula gaz metan).

Bilantul termic se întocmeste pentru determinarea consumurilor energetice, fiind o aplicare a primului principiu al termodinamicii, care se poate enunta astfel: suma cantitatilor de caldura introduse în spatiul de lucru este egala cu suma cantitatilor de caldura consumate în acest spatiu:

$$\sum_{i=1}^{n} Q_i^i = \sum_{i=1}^{n} Q_i^c \qquad (1)$$

Aceste consumuri, calculate pe unitatea de timp, reprezinta puteri termice:

$$\sum_{i=1}^{n} P_{t_i}^i = \sum_{i=1}^{n} P_{t_i}^c \qquad (2)$$

Necunoscuta ecuatiei de bilant este consumul de combustibil (B'), în [kg/a] sau [N m^3/s].

Calculul puterilor termice introduse în conturul agregatului

$$\sum_{i=1}^{n} P_{t_i}^i = P_{comb} + P_a + P_c + P_{mat} + P_{ab} + P_{ex}\ ,\ kW \qquad (3)$$

unde:

P_{comb} este puterea termica introdusa prin arderea combustibilului, care reprezinta sursa principala de energie.

$$P_{comb} = B\ .\ H_i\ ,\ kW \qquad (4)$$

în care: B reprezinta debitul de combustibil;
H_i - puterea calorica interioara a combustibilului;
P_a - puterea termica introdusa prin entalpia aerului de combustie preîncazit:

$$Pa = v_a^r \cdot B \cdot I_a = v_a^r \cdot B \cdot C_{p_a|t_a} \cdot t_a\ ,\ kW \qquad (5)$$

unde:

v_a^r este volumul specific de aer recirculat [N m^3/kg comb];

$C_{p_a|t_a}$ - caldura specifica a aerului la temperatura de preîncalzire (t_a) a aerului;

P_c este puterea termica introdusa prin entalpia combustibilului preîncalzit:

$$P_c = B \cdot I_c|\ t_c = B \cdot C_{p_c|t_c} \cdot t_c\ ,\ kW \qquad (6)$$

în care:

$C_{p_c|t_c}$ este caldura specifica a combustibilului la temperatura de preîncalzire a combustibilului (t_c);

P_{mat} este puterea termica introdusa prin entalpia materialului preîncalzit:

$$P_{mat} = \frac{C}{\tau} I_m|t_m = \frac{C}{\tau} C_{p_{m_p}|t_{m_p}} \cdot t_{m_p}\ ,\ kW \qquad (7)$$

unde: C este capacitatea cuptorului de uscare, kg;

τ – durata unui ciclu de uscare;
P_{ab} este puterea termica introdusa prin entalpia aburului:

$$P_{ab} = q_{ab} B I_{ab|t_{ab}} , kW \quad (8)$$

în care: q_{ab} este consumul specific de abur (kg abur/kg comb.).
P_{ex} este puterea termica introdusa prin efectul termic al reactiilor exoterme:

$$P_{ex} = \sum_{i=1}^{n} m_i q_i , W \quad (9)$$

unde: m_i este cantitatea de material ce reactioneaza si produce efectul exoterm;
q - efectul termic al reactiei , kJ/kg .

$$m_i = \frac{M_i a}{\tau}, kg/s$$

unde: M_i este cantitatea de element "i" în încarcatura, kg;
a - arderea elementului "i";
τ - timpul de combustie , s.

Calculul puterilor termice consumate în spatiul de lucru al agregatului

$$\sum_{i=1}^{n} P_{t_i}^{c} = P_u + \sum_{i=1}^{n} P_{t_i}^{p} + P_{nep} , kW \quad (10)$$

unde: P_u este puterea termica utila;
$\sum_{i=1}^{n} P_{t_i}$ - puteri termice pierdute;
P_{nep} - putere termica pierduta în mod neprevazut.

Calculul puterii utile P_u

$$P_u = P_{ms} + P_s , kW \quad (11)$$

unde:
P_{ms} este puterea termica necesara încalzirii materialului solid;
P_a - puterea termica necesara pentru eliminarea apei.

$$P_{ms} = p(1 - \mu)\left[I_{ms|t_{ms}} - I_{ms|t_i}\right] =$$

$$= \frac{C}{\tau}(1 - \mu)(C_{p_{mat|t_{mat}}} \cdot t_{mat} - C_{p_{mat|t_i}} \cdot t_i) , kW \quad (12)$$

în care: μ este umiditatea amestecului;
τ - durata de încalzire , s.

$$P_a = p(\mu - \mu_t)\left[(C_{p_{a|100}} \cdot 100 - C_{p_{a|t_1}} \cdot t_1) + \right.$$

$$\left. + \lambda_{ev} + C_{p_{ab|t_{th}}} \cdot t''_{th} - C_{p_{ab|100}} \cdot 100\right), kW \quad (13)$$

în care:
μ_f este umiditatea finala a amestecului de sarja (pentru treapta I μ_f = 5%, iar pentru treapta a II-a de uscare μ_f = 0,1%);
λ_{ev} - caldura latenta de evaporare a apei:
λ_{ev} = 2671 kJ/kg .

Calculul puterilor termice pierdute

$$\sum_{i=1}^{n} P_{t_i}^{p} = P_{ga} + P_{pz} + P_{az} + P_{rad} + P_{erd}, kW \quad (14)$$

unde:
P_{ga} este puterea termica pierduta prin entalpia gazelor arse evacuate la cos (P_{gac}) si prin flacara (P_{fl}):

$$P_{ga} = P_{gac} + P_{f1}, kW \quad (15)$$

$$P_{gac} = \sigma B \cdot V_{ga} \cdot C_{pga|t''_{th}} \cdot t''_{th} , kW \quad (16)$$

în care σ reprezinta ponderea gazelor arse evacuate prin instalatia de tiraj (σ = 0,85 ÷ 0,95).

$$P_{f1} = (1 - \sigma) B \cdot V_{ga} \cdot C_{pga|t''_{f1}} \cdot t_{f1} \quad (17)$$

în care:

$$t_{f1} = \frac{t'_{th} + t''_{th}}{2} , {}^0C$$

^0C reprezinta temperatura flacarilor.
P_{pt} este puterea termica pierduta prin zidarie:

$$P_{pt} = \sum_{j=1}^{n} A_j \cdot q_j , kW \quad (18)$$

unde:
A_j este aria elementului de zidarie:

$$A = A_1 . A_e , m^2 \quad (19)$$

A_i este aria interioara a elementului de zidarie , m^2;
A_e - aria exterioara a elementului de zidarie m^2;
q_j - fluxul termic prin elementul de zidarie:

$$q_j = \frac{t_i - t_e}{r} , kW/m^2 \quad (20)$$

t_i este temperatura interioara a peretelui;
t_e - temperatura exterioara a peretelui;
r - rezistenta termica a zidariei refractare.
P_{az} este puterea termica acumulata în zidarie:

$$P_{az} = \sum_{i=1}^{n} V_{z_i} \cdot q_{z_i} (C_{p_{z_i}} \cdot t_2 - C_{p_{z_i}} \cdot t_1) \frac{i}{\tau_c} , kW \quad (21)$$

în care: t_1 este temperatura zidariei în stare calda:

$$t_1 = \frac{t_i + t_e}{2} , {}^0C \quad (22)$$

t_2 - temperatura zidariei în stare rece.
P_{rad} este puterea termica pierduta prin radiatie:

$$P_{rad} = A \cdot C_0 \cdot \phi \cdot K_d \left[\left(\frac{T_c}{100} \right)^4 - \left(\frac{T_a}{100} \right)^4 \right], \text{kW} \quad (23)$$

unde:
A este suprafata usii , m^2;
C_0 - coeficientul de emisie al corpului negru:

$$(C_0 = 5,72 \ , \text{W/m}^2 \text{ K}^4);$$

K_d - coeficientul de timp;
$K_d = \tau_d/\tau_i$, unde τ_d si τ_i reprezinta timpii cât si usa sta deschisa, respectiv închisa;
T_c - temperatura cuptorului ,K;
T_a - temperatura mediului ,K;
ϕ - coeficientul de diafragmare;
P_{end} este puterea termica pierduta prin reactii endoterme:

$$P_{end} = \sum_{i=1}^{n} m_i q_i \ , \text{kW} \quad (24)$$

unde: m_i si q_i au aceleasi semnificatii ca în relatia (9) dar pentru un proces endoterm.
P_{nep} este puterea termica pierduta în mod neprevazut:

$$P_{nep} = (0,05 - 0,15) \sum_{i=1}^{n} P_{t_i}^{p} \ , \text{kW} \quad (25)$$

Având în vedere cele prezentate si tinând seama de faptul ca la temperatura de uscare a sarjei nu avem procese exoterme sau endoterme, pierderile de putere termica prin radiatie sunt nule (nu avem usi la cuptoare), procesul fiind continuu, puterea termica acumulata în zidarie se neglijeaza, rezulta debitul de combustibil:

$$B = \left\{ \frac{C}{\tau} \left[(1-\mu)(C_{p_{mat}|t_{mat}} \cdot t_{mat} - C_{p_{mat}|t_i} \cdot t_i + (\mu - \mu_f)(C_{p_{a}|100} \cdot 100 - C_{p_{a}|t_i} \cdot t_i) - C_{p_{mat}|t_{mat\,p}} \cdot t_{mat\,p} + \lambda_{ev} + (C_{p_{ab}|t_{th}''} \cdot t_{th}'' - C_{p_{ab}|100} \cdot 100) \right] + (1,05 \div 1,15)(L\sqrt{rR} + rR)\, 2\pi \frac{t_i - t_e}{f} \right\} / \{ H_i + V_a' C_{p_a|t_a} \cdot t_a + C_{p_c|t_c} \cdot t_c + q_{ab} \cdot C_{p_{ab}|t_{ab}} \cdot t_{ab} - (1,05 \div 1,15) \cdot V_{ga} \left[\sigma C_{p_{ga}|t_{th}''} \cdot t_{th}'' + (1-\sigma) C_{p_{ga}|t_{th}} \cdot \frac{t_{th}' + t_{th}''}{2} \right] \} \quad (26)$$

Ecuatia matematica a modelului (26) este comuna pentru cele doua etape ale procesului de uscare si, considerând variabilele de intrare valorile corespunzatoare din tabelul 1 pentru fiecare treapta de uscare, a rezultat un consum de 350,14 [Nm^3• comb./h] pentru treapta I de uscare si 357,47 [Nm^3• comb./h] pentru treapta a II-a de uscare.

Tabelul 1

Valorile pentru exemplul de calcul
Values for the computing example

Treapta I de uscare

L = 22m	R = 1,5m	r = 1,3m	μ = 0,12%
c/τ = 40	λ_{ev} = 267100	Hi = 35765	σ = 0,85%
cp_{mati} = 0,0358	cp_{mate} = 0,328	cp_a = -0,438	cp_{ai} = -0,462
cp_{ab} = 0,973	cp_{abc} = 0,941	cp_q = 0,385	cp_{ga} = 1,3767
t_{mati} = 20	t_{mate} = 130	t_{gai} = 500	t_{gae} = 150
t_i = 150	t_e = 20	vg = 10,52	μ_f = 0,06%

Treapta a II - a de uscare

L = 24 m	R = 1,3m	r = 1,1m	μ = 0,6%
c/τ = 40	λ_{ev} = 267100	Hi = 35765	σ = 0,85%
cp_{mati} = 0,0358	cpmate = 0,328	cp_a = -0,438	cp_{ai} = -0,462
cp_{ab} = 0,973	cp_{abc} = 0,941	cp_q = 0,385	cp_{ga} = 1,3767
t_{mati} = 20	t_{mate} = 130	t_{gai} = 800	t_{gae} = 150
t_i = 150	t_e = 20	vg = 10,52	μ_f = 0,01%

Valorile din tabelul 1 pentru temperaturi, calduri specifice, debite de gaze, abur, material reprezinta media unor valori practice de lucru.

BIBLIOGRAFIE

[1] **Constantin I.**: *Metalurgia cuprului*. Litografia I. P. B., Bucuresti, 1989, vol. I
[2] **Carabogdan I. Gh.**, s.a.: *Bilanturi energetice*. Editura Tehnica, Bucuresti, 1986
[3] **Nicolae A., Predescu C., Mihailescu C.**: *Utilizarea tehnicii de clacul la proiectarea cuptoarelor metalurgice*. Litografia I. P. B., Bucuresti, 1990

COMPORTAREA LA COROZIUNE A UNUI ALIAJ Al-Mg-Si-Cu DURIFICAT PRIN PRECIPITARE CU DUBLA ÎMBATRÂNIRE

Dr. ing. Simona Zamfir, profesor universitar
ing. Ruxandra Vidu, asistent universitar
Universitatea "Politehnica" Bucuresti

C.Z.: 669.018.8; 620.193

Aluminiul este, din punct de vedere termodinamic, un metal cu o ridicata afinitate chimica. Din aceasta cauza se poate presupune ca va fi usor atacat de mediul agresiv. În realitate, el este protejat de filmul de oxid ce se formeaza în mod natural pe suprafata sa la contactul cu atmosfera. Acest film foarte subtire, aderent, protector, este si foarte stabil, deoarece aluminiul nu are stari de oxidare inferioare si, deci, oxidul Al_2O_3 nu se poate dizolva reductiv.

Tabelul 1

Compozitia chimica a aliajului
Chemical analysis

Cu	Fe	Zn	Ti	Mn	Mg	Si	Al
0,2	0,33	0,02	0,02	0,07	0,7	0,45	rest

Tabelul 2

Variantele de tratament termic aplicate
Chemical analysis

Îmbatrânire naturala		Îmbatrânire artificiala		
T, °C	timp, h	T, °C	timp, h	mediul de racire
-	-	150	1 3 7 11	apa calda
25	24	150	1 3 7 11	apa calda
25	48	150	1 3 7 11	apa calda
25	72	150	1 3 7 11	apa calda

Prezenta unor agenti complexogeni poate însa modifica capacitatea protectoare a filmului de Al_2O_3. Discontinuitatile din stratul de oxid pasivant reprezinta zone deschise coroziunii pitting si astfel aluminiul devine sensibil la acest tip de coroziune.

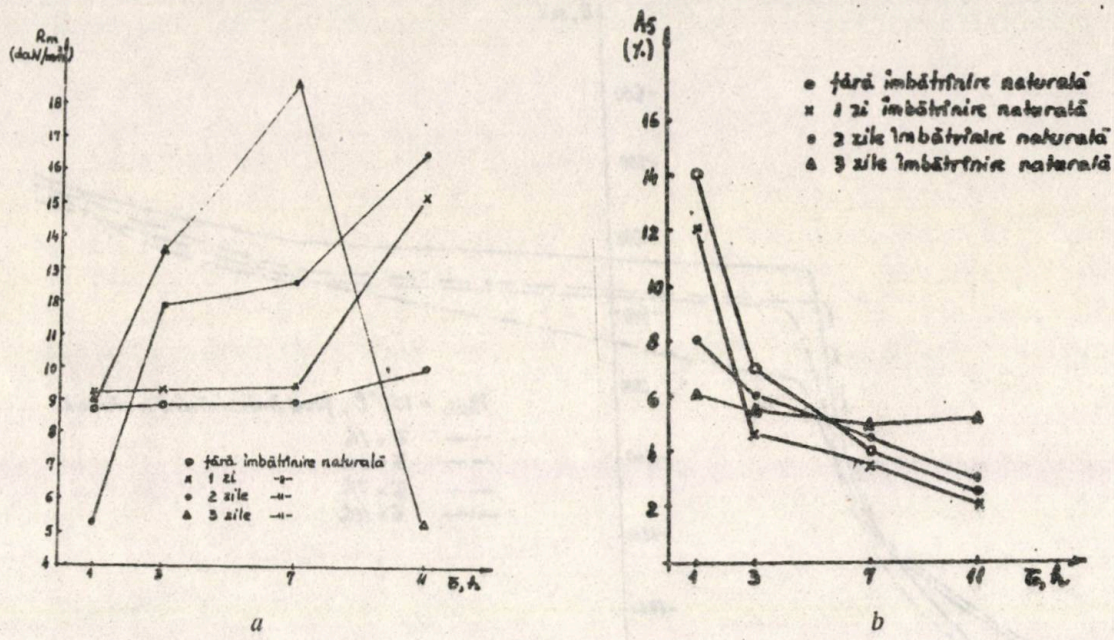
Aliajele de aluminiu de mare interes practic sunt în primul rând aliajele deformabile si în special cele durificabile prin precipitare, cum sunt: Al-Cu, Al-Mg-Si, Al-Zn-Mg. In functie de structura lor, un numar mare de aliaje poate fi susceptibil la coroziune intergranulara. Coroziunea intergranulara este de natura electrochimica ca urmare a formarii unor celule locale între precipitatele de la limita de graunte si matricea adiacenta. Ca urmare, aliajele de aluminiu în care precipitatele au aparut în urma unei germinari uniforme si sunt coerente cu matricea sau aliajele în care exista mici diferente de potential între matrice si orice precipitat intergranular nu sunt în general susceptibile la coroziunea severa intergranulara. În schimb, aliajele de aluminiu în care precipitatele intergranulare sunt mai nobile decât matricea (de exemplu Al_2Cu în aliajele Al- Cu) sau mai putin nobile decât matricea (de exemplu Mg_2Al_3 în aliajele Al-Mg) pot fi susceptibile la coroziunea intergranulara.

Gradul de susceptibilitate la atacul intergranular depinde de natura, cantitatea, marimea, distributia precipitatelor intergranulare, deci de tratamentul termic aplicat acestor aliaje.

Lucrarea de fata a avut ca obiectiv studierea influentei parametrilor termici si temporali ai tratamentelor termice asupra rezistentei la coroziune a unui aliaj de aluminiu durificabil structural de tip Al-Mg-Si-Cu.

Compozitia chimica a aliajului studiat este prezentata în tabelul 1.

Specific acestei grupe de aliaje este tratamentul termic de calire de punere în solutie urmat de îmbatrânirea naturala sau artificiala. Ca urmare, probele prelevate au fost supuse unui tratament termic de calire, de punere în solutie de la temperatura de 520 ± 10°C si ulterior



a *b*

Fig. 1

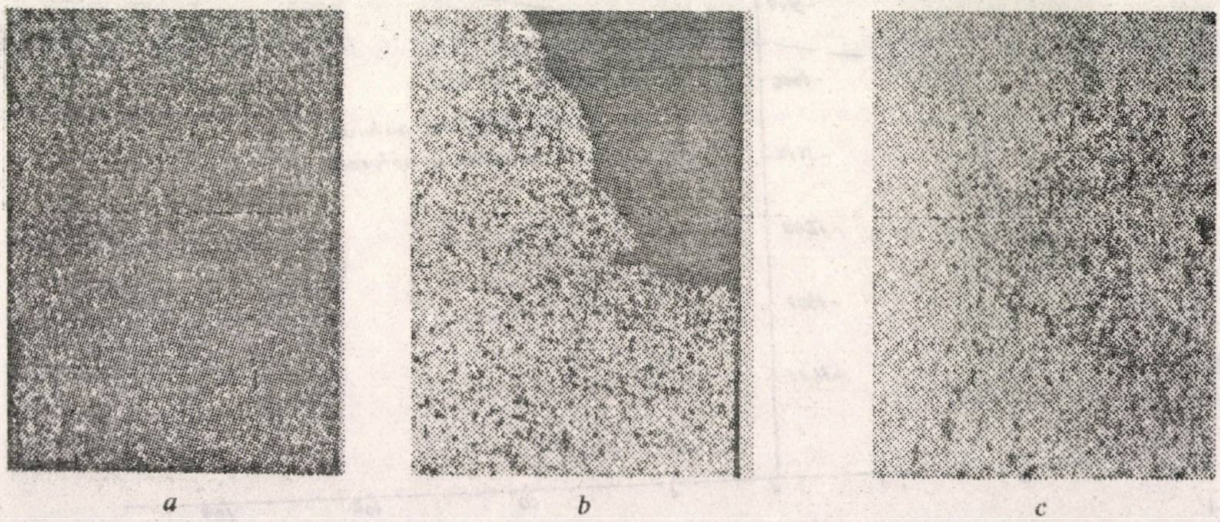
Variatia caracteristicilor mecanice: a - rezistenta la rupere; b - alungirea
Mechanical properties variation: a - UTS; b - elongation

tratamentului termic de îmbatrânire în mai multe variante (tab. 2).

Pe probele astfel tratate s-au efectuat determinari ale caracteristicilor mecanice (rezistenta la rupere si alungire), ale comportarii la coroziune prin trasarea curbelor de polarizare într-o solutie de 53 g NaCl/1000 ml apa, precum si cercetari microstructurale.

Variatia rezistentei la rupere în conditiile efectuarii îmbatrânirii artificiale la temperaturi joase (respectiv 150^{0}C) cu duritate diferita de mentinere (fig. 1) releva o crestere destul de lenta a acesteia o data cu cresterea duratei de mentinere la temperatura de tratament, crestere datorata descompunerii solutiei solide suprasaturate, care duce la o precipitare uniforma în matrice.

Efectul cumulat al îmbatrânirii naturale cu cel al îmbatrânirii artificiale asupra rezistentei la rupere (fig. 1) este mai pregnant o data cu cresterea duratei de mentinere la temperatura de îmbatrânire naturala, fenomen care se poate explica prin stabilitatea germenilor de o anumita dimensiune critica formati în timpul îmbatrânirii naturale la precipitarea ulterioara din timpul îmbatrânirii artificiale. Efectul cel mai pronuntat al îmbatrânirii naturale se manifesta la cea mai mare durata de mentinere, respectiv 72 ore, când valoarea rezistentei la rupere practic se dubleaza la 3-7 h mentinere la 150^{0}C temperatura de îmbatrânire artificiala.



a *b* *c*

Fig. 2

Aspecte microstructurale ale probelor îmbatrânite artificial la 150^{0}C/3h în conditiile unei prefmbatrâniri de o zi (a), de doua zile (b) si de trei zile (c)
Micrographs of samples artificially aged: (a) one day, (b) two days, (c) three days

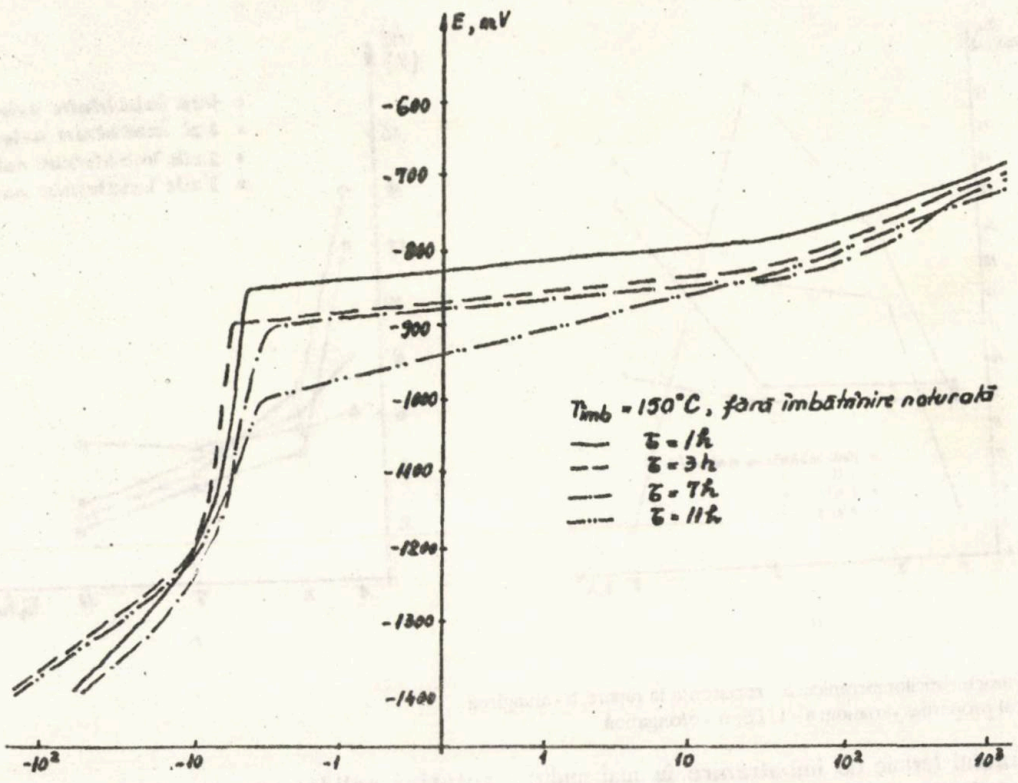


Fig. 3

Curbe de polarizare trasate pentru probele îmbatrânite artificial în diferite conditii
Polar diagrams plotted for artificially aged samples

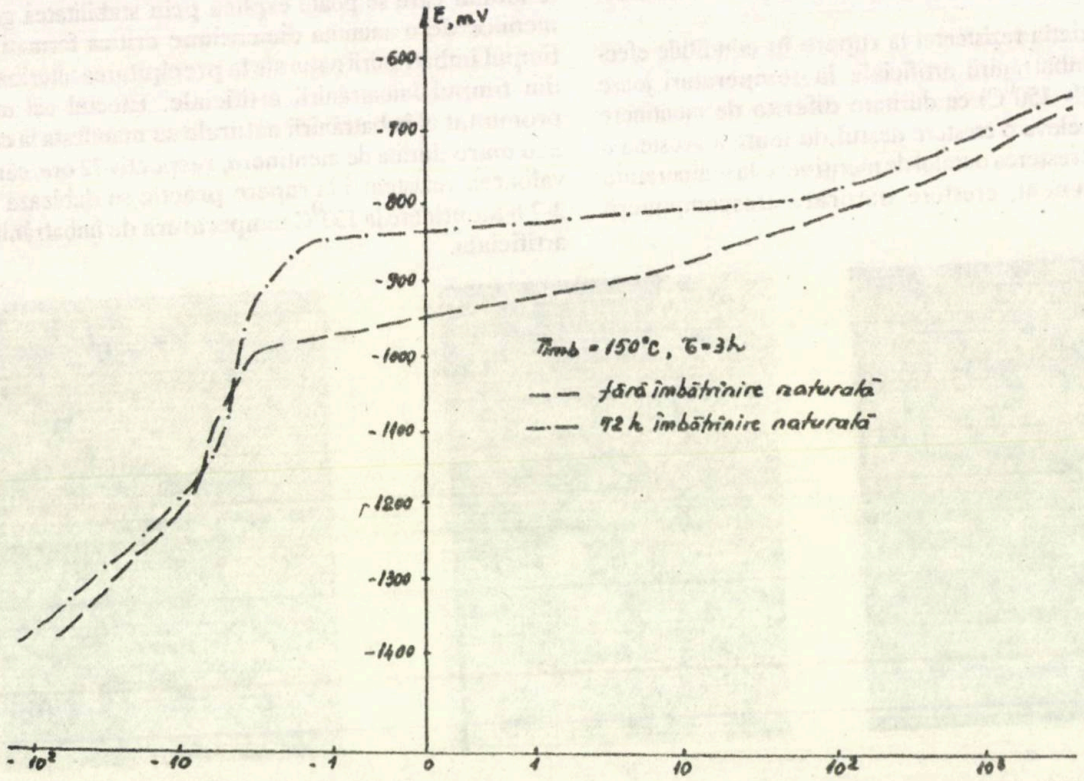


Fig. 4

Curbe de polarizare trasate pentru probele preîmbatrânite 72 h
Polar diagrams plotted for 72 hrs preaged samples

Structural, se constata o finisare a structurii în conditiile aplicarii îmbatrânirii naturale. Structura este cu atât mai fina cu cât durata de mentinere la îmbatrânirea naturala a fost mai mare (fig. 2).

Comportarea la coroziune a aliajului tratat în diferite conditii a fost analizata pe curbele de polarizare trasate în conditiile mentionate. Din alura acestor curbe (fig. 3) trasate pentru probele îmbatrânite artificial la diferite durate de timp se observa ca, în aceste stari, aliajul prezinta initial o intensitate mica de coroziune datorita filmului de oxid protector prezent pe suprafata materialului. Acest film de oxid distrus local da posibilitatea aparitiei coroziunii de tip pitting. Stabilitatea materialului la acest tip de coroziune scade lent o data cu cresterea duratei de mentinere, deci în sens invers cresterii rezistentei mecanice.

Efectul îmbatrânirii naturale aplicate prealabil tratamentului de îmbatrânire artificiala, deci altfel spus efectul unei preîmbatrâniri asupra rezistentei la coroziune, a fost analizat în conditiile preîmbatrânirii de lunga durata (72 h) care a conferit cresterea cea mai importanta a valorii rezistentei la rupere. Curbele de polarizare prezentate în figura 4 releva faptul ca, în conditiile unei preîmbatrâniri de 72 h urmate de îmbatrânire artificiala la 150^0C cu 3 h mentinere, prezinta o stabilitate mai mare comparativ cu materialul îmbatrânit numai artificial în aceleasi conditii. Astfel, se constata o crestere a rezistentei la coroziune o data cu cresterea rezistentei mecanice.

În conditiile aplicarii unui tratament termic dublu de îmbatrânire (adica îmbatrânire naturala si artificiala), indiferent de durata de mentinere, se constata o stabilitate mai buna la coroziunea de tip pitting, fenomen care se poate explica prin natura, marirea si distributia precipitatelor de faza secundara.

În concluzie, se poate aprecia ca în conditiile aplicarii unei preîmbatrâniri de lunga durata cumulate cu o îmbatrânire artificiala la o temperatura joasa se constata o crestere atât a valorilor caracteristicilor mecanice, cât si a stabilitatii la coroziune a aliajului de aluminiu studiat.

STIRI

Tabla de aur

La **Târgul Mondial de Inventii si Transfer Tehnologic**, *desfasurat la Pittsburgh, în Statele Unite ale Americii, Combinatul Siderurgic* **"SIDEX"** *din Galati a primit medalia de aur pentru produsul* **"Tabla groasa din otel înalt aliat cu mangan"**, *medalia de argint pentru* **"Instalatie utilizata în controlul tratamentelor termice cu ajutorul radiatiilor nucleare"** *si o medalie de bronz pentru* **"Un nou procedeu de modernizare a cauperelor"**.

La târg au participat 60 de tari, între care Germania, Anglia, Cehia, Finlanda, Ungaria, Spania, China, Taiwan, Olanda, Brazilia, Croatia, S. U. A. si Australia.

PRODUCEREA PULBERII DE TITAN PRIN ELECTROLIZA ÎN SARURI TOPITE

Dr. chim. Nicolae Ene, dr. doc. chim. Stefania Zuca - Institutul de Chimie Fizica

C. Z.: 669.295

Fundamentarea oricarui proces electrolitic de obtinere a unui metal comporta solutionarea a doua cerinte majore. Una dintre acestea este de natura chimica si se refera la stabilirea conditiilor de electroreducere a compusului electrochimic activ în conditii usor de reprodus si controlat, cealalta cerinta este de natura fizica si implica conducerea procesului catodic de înglobare a atomilor metalului astfel încât prin electrocristalizare sa se genereze depuneri cu parametri structurali în acord cu destinatia urmarita. Din punct de vedere tehnologic aceste cerinte se traduc prin stabilirea parametrilor optimi de operare a procesului electrochimic (temperatura, densitate de curent, concentratia speciei electroactive, tensiunea aplicata), într-un electrolit de compozitie chimica optima.

Înscriindu-se în cadrul acestor preocupari, studiul de fata se refera la stabilirea conditiilor de obtinere electrolitica a pulberilor de titan de granulometrie controlata, utilizabile direct la obtinerea unor repere finite prin metalurgia pulberilor. Este un procedeu care se preconizeaza ca va avea o mare dezvoltare dat fiind faptul ca, prin metodele clasice de prelucrare, producerea pieselor finite de titan implica pierderi mari de metal sub forma de deseuri. Ilustrativ din acest punct de vedere sunt cerintele din ce în ce mai mari de pulberi de titan si mai ales de granulometrie controlata. Din datele cele mai recente de care dispunem [1], [2], numai în Franta necesarul de pulberi de titan cu dimensiunile cuprinse între 25 si 100 μm se ridica la 1100-1200 t/an, la un pret

Tabelul 1

Distributia granulometrica a pulberii de titan, (%) în functie de densitatea de curent în electrolitul NaCl - KCl - NaF (39,6 - 50,4 - 10) % continând 8% K_2TiF_6

Ti powder grain size distribution depending on current density in NaCl - KCl - NaF (39.6 - 50.4 - 10)% electrolyte containing 8% K_2TiF_6

Densitate de curent, A/cm^2	%, diametrul ochiului sitei, mm						
	≥ 0,8	0,8 - 0,5	0,5 - 0,4	0,4 - 0,2	0,2 - 0,1	0,1 - 0,08	≤ 0,08
0,10	75,3	12,0	7,5	2,2	2,5	0,7	-
0,25	69,4	16,6	3,7	7,3	2,6	0,3	0,1
0,50	60,4	27,0	4,6	5,5	2,0	0,3	0,2
0,85	35,0	25,0	7,7	20,7	9,5	0,8	0,4
1,75	1,9	8,0	7,7	62,2	16,5	2,6	1,2
3,00	3,1	4,3	3,8	35,6	29,1	8,2	15,8
5,00	1,1	2,0	3,7	26,4	40,2	11,1	15,5

Tabelul 2

Distributia granulometrica a pulberii de titan, (%) dupa mojarare, în functie de densitatea de curent în electrolitul NaCl - KCl - NaF (39,6 - 50,4 - 10)% continând 8% K_2TiF_6

Ti powder grain size distribution after crushing, depending on current distribution in NaCl - KCl - NaF (39.6 - 50.4 - 10)% electrolyte containing 8% K_2TiF_6

Densitate de curent, A/cm^2	%, diametrul ochiului sitei, mm						
	≥ 0,8	0,8 - 0,5	0,5 - 0,4	0,4 - 0,2	0,2 - 0,1	0,1 - 0,08	≤ 0,08
0,10	33,4	3,2	4,6	48,2	7,1	23,0	1,1
0,25	17,1	20,4	8,2	35,8	14,9	1,5	1,0
0,50	6,7	29,0	13,0	35,0	13,2	1,9	1,1
0,85	3,0	6,5	5,5	55,2	23,6	3,3	2,6
1,75	0,5	0,28	0,28	23,5	47,0	14,0	15,0
3,00	0,7	0,3	1,6	7,2	8,3	12,3	69,4
5,00	0,3	0,2	1,1	14,3	0,9	8,6	74,5

de cost de 100-150 Fr/kg, si la 300- 500 t/an necesarul de pulberi cu dimensiunea 5-25 μm, la un pret de 500-1000 Fr/kg. Din aceste date este evident ca cel putin din punct de vedere al pretului obtinerea pulberilor fine de titan este deosebit de rentabila.

Dat fiind interesul tehnologic pe care îl prezinta valorificarea deseurilor metalice de titan prin electrorafinare, ne-am propus sa studiem conditiile în care procedeul permite obtinerea directa a unor pulberi de titan cu granulometrie controlata. Problema este deosebit de interesanta din punct de vedere aplicativ, deoarece dupa cum am constatat în studiile noastre anterioare [3], [4], electrorafinarea decurge în conditii mult mai simple si mai economice decât electroliza clasica a diferitilor compusi ai tittanului, iar celula de electroliza este mult mai usor de construit si operat. Cu ocazia acelor studii am demonstrat ca în functie de compozitia electrolitului se poate influenta direct morfologia si granulometria depozitului catodic de titan metalic. Cu datele de fata dorim sa aducem informatii suplimentare privind influenta exercitata de densitatea de curent catodica, care se stie ca de regula modifica dimensiunea cristalelor metalice electrodepuse, desi nu se poate defini forma directa a acestor depuneri [5], [6].

Toate detaliile privind produsele chimice întrebuintate, prepararea si topirea electrolitului, ansamblul celulei de electrorafinare, procedura experimentala de conducere a procesului electrochimic, ca si cea de recuperare a pulberilor de titan au fost în detaliu descrise într-o lucrare anterioara a autorilor. În plus, mai specificam ca toate experimentarile din prezentul studiu au fost conduse în conditii galvanostatice într-un domeniu foarte larg de densitate catodica de curent (0,1 - 5 A/cm^2) si ca la sfârsitul fiecarui experiment fractiile constitutive ale pulberilor de titan recuperat au fost separate prin intermediul unui set de site standard [8]. Probe prelevate din fiecare fractie granulometrica au fost analizate numai pentru continutul de oxigen si azot, dat fiind faptul ca electrorafinarea s-a dovedit extrem de eficienta [3] în eliminarea cationilor straini.

În tabelele 1 si 2 sunt prezentate datele privind distributia granulometrica a pulberilor de titan în functie de densitatea de curent catodica în electrolitul constituit din amestecul echimolecular NaCl - KCl cu un adaos de 10% NaF si 8% K_2TiF_6, definit ca optim pentru electrorafinarea titanului în studiul nostru anterior. Diferenta dintre datele din cele doua tabele consta în faptul ca cele din tabelul 1 au fost obtinute cu depozitul catodic de titan imediat dupa recuperare, iar cele din tabelul 2 dupa ce acesta a fost supus unei majorari timp de 30 minute. Din datele din tabelul 1 este evident faptul ca densitatea de curent catodica poate influenta în mod determinant distributia granulometrica a pulberilor de titan, ponderea particulelor cu dimensiuni mici fiind cu atât mai însemnata cu cât se lucreaza la o densitate catodica de curent mai mare. Din tabelul 2 rezulta ca

Tabelul 3

Dependenta puritatii titanului electrorafinat de dimensiunea particulei cristaline în electrolitul NaCl - KCl- NaF (39,6 - 50,4 - 10)% continând 8% K_2TiF_6

Electrorefined Ti purity dependence on grain size in NaCl - KCl - NaF (39.6 - 50.4 - 10)% electolyte containing 8% K_2TiF_6

Solvent, g%	Fractie granulometrica, mm	Impuritate %, x 10^{-3}	
		O_2	N_2
NaCl - KCl - NaF 39,6 - 50,4 - 10	≥ 0,8	50	4
	0,8 - 0,65	54	8
	0,65 - 0,315	58	8
	0,315 - 0,10	70	14
	0,10 - 0,065	76	18
	≤ 0,065	83	20

Tabelul 4

Dependenta parametrului η_r de densitatea de curent în electrolitul NaCl - KCl- NaF (39,6 - 50,4 - 10)% continând 8% K_2TiF_6

η_r parameter dependence on current density in NaCl - KCl - NaF (39.6 - 50.4 - 10)% electrolyte containing 8% K_2TiF_6

Compozitia solventului, g%	i, A/cm^2	η_r
NaCl - KCl - NaF 39,6 - 50,4 - 10	0,1	48,7
	0,5	46,4
	1,0	41,1
	2,0	40,8
	3,0	35,8
	5,0	33,2

în totalitatea lor pulberile de titan sunt constituite din agregate sau conglomerate relativ slab legate de pulberi foarte fine, care se desfac în entitatile componente în urma unor prelucrari mecanice blânde. Într-adevar, prin procedeul de majorare nu poate avea loc desfacerea, sfarâmarea unei particule unice omogene de titan deoarece eforturile mecanice de forfecare, comprimare, alungire la care aceasta este supusa sunt cu mult sub limita rezistentei la efortul mecanic, respectiv al titanului. Modificarea noii distributii granulometrice intervenite dupa majorare (tab. 2) este cu atât mai substantiala, în cea ce priveste continutul în pulberi fine, cu cât se lucreaza la densitati de curent catodice mai mari. Astfel, la o densitate de curent cuprinsa între 3 si 5 A/cm^2

aproximativ 70% din pulberea de titan consta din particule sub 80 μm. Dar dupa cum rezulta din tabelele 1 si 2, niciodata nu se poate obtine o singura fractie granulometrica indiferent de densitatea de curent la care se lucreaza.

Deoarece impurificarea titanului obtinut la catod are loc nu printr-un proces electrochimic ci printr-unul pur chimic [3], [7], si cum viteza de reactie în cazul când unul din reactanti este sub forma solida este proportionala cu suprafata specifica a acestuia, urmeaza ca impurificarea titanului cu oxigen si/sau azot ar trebui sa fie cu atât mai mare cu cât particula de titan este mai mica. Este tocmai evolutia demonstrata în tabelul 3, în care am consemnat concentratia celor doua impuritati în diferitele fractii granulometrice de titan electrorafinat. Cu toate ca datele din tabelul 3 indica o crestere a continutului de oxigen si azot de doua si respectiv cinci ori atunci când diametrul aparent al particulei de titan scade de la 800 la 65 μm, ceea ce ar putea parea îngrijorator, în realitate în toate fractiile granulometrice separate din pulberea de titan electrorafinat continutul acestor impuritati este întotdeauna sub limita admisa în standardele internationale (ASTM).

De regula, depozitele catodice obtinute în electrorafinare constau dintr-o retea spongioasa de metal incluzând cantitati variabile de electrolit solidificate [3], [7]. Am definit raportul dintre cantitatea de titan extrasa din depozitul catodic si greutatea totala a acestuia (titanul metalic + electrolitul înglobat) prin randamentul real de recuperare, η_r, al titanului. Importanta parametrului η_r rezulta imediat daca tinem seama de faptul ca el influenteaza decisiv complexitatea operatiilor de recuperare a titanului din depozitul catodic si a celor de tratare a apelor reziduale rezultate. O valoare η_r mica presupune o cantitate mare de electrolit înglobat, extras deci din celule de electrorafinare, ceea ce implica, pe de o parte, complicatii mari în îndepartarea sa si, pe de alta, necesitatea completarii ritmice cu electrolit a baii de electroliza. Desigur ca η_r depinde în mod hotarâtor de structura retelei spongioase de metal, adica de granulometria titanului electrodepus si prin aceasta de densitatea de curent.

Tabelul 4 însumeaza datele, η_r, obtinute în solventul NaCl - KCl - NaF la diferite densitati de curent cuprinse între 0,1 si 5 A/cm^2. Din aceste date este evidenta influenta densitatii de curent asupra parametrului η_r. Acesta este cu atât mai mic cu cât creste valoarea densitatii de curent catodice. Totodata se poate constata ca la electrorafinarea titanului continutul de electrolit înglobat în depozitul catodic nu poate sa scada sub 50%, indiferent de granulometria pulberii de titan electrodepus. În consecinta, optimizarea parametrului η_r nu se poate realiza prin schimbarea parametrilor de operare ai electrorafinarii, ci trebuie gasite solutii tehnice (de exemplu vibrarea catodului) prin care sa se elimine electrolitul înglobat, în momentul când acesta este în stare topita.

În baza datelor obtinute în studiul de fata, rezulta ca prin intermediul densitatii catodice de curent se poate actiona comod si eficient asupra granulometriei pulberii de titan electrorafinat, în sensul dorit. Desi în nici o situatie nu se poate obtine o singura fractie granulometrica, totusi, din punctul de vedere al omogenitatii dimensiunilor particulelor, procedeul electrochimic este mai eficient decât cel chimic. Astfel, la reducerea TiCl cu diferite metale reactive [2], continutul în particule de o anumita dimensiune (mai mare de 25 μm) nu depaseste 50%, comparativ cu cel putin 70% obtinut în cel electrochimic.

Studiul sistematic privind electrorafinarea titanului în electroliti topiti indica, în baza datelor prezentate în aceasta lucrare si a celor publicate anterior [3], [4], ca exista doua posibilitati de influentare a caracteristicilor titanului metalic electrodepus:

» prin schimbarea compozitiei chimice a electrolitului, si anume prin variatia concentratiei ionilor de fluor din electrolitul ternar NaCl - KCl - NaF, patrându-se constanti parametrii de operare ai electrorafinarii;

» prin modificarea densitatii catodice de curent atunci când se mentine constanta compozitia electrolitului.

BIBLIOGRAFIE

[1] Annale de la 6me Conference Mondiale sur Titane, Cannes, 1988

[2] **R. Combes, J. N. Paixao, D. Dubruque, A. Bonni:** 3rd *International Symposium on Molten Salt Chemistry and Technology,* Paris, 1991

[3] **N. Ene, S. Zuca:** Rev. Roumain Chim., 35, 1289 (1991)

[4] **S. Zuca, N. Ene:** Material Science Forum, 73-75, 643 (1991)

[5] **G. L. Finch:** *Electrolytische abscheidung und elektrokrystallisation von metallen.* Springer, Verlag, Berlin, 1954

[6] **A. Calusaru:** *Electrodeposition of metal powder.* Elseviers, Amsterdam - Oxford, New-York, 1979, p. 87

[7] Indicatorul standardelor de stat - Pulberi metalice, determinarea granulometriei, nr. 8431, Ed. Tehnica, Bucuresti, 1979

STUDII PRIVIND FRAGILITATEA LA REVENIRE A OTELULUI R52 - 6a

Dr. ing. Ioan Ilca, profesor univesitar - Facultatea de Inginerie Hunedoara
Ing. Doina Frunzaverde, asistent universitar - Universitatea "Ef.Murgu" Resita

C.Z.: 669.1

Consideratii teoretice

Revenirea, ca operatie finala de tratament termic, imprima materialului caracteristicile cerute de întrebuintare. Proprietatile fizico-mecanice obtinute depind de regimul de revenire aplicat, fiind asociate unei anumite stari structurale rezultate prin descompunerea constituentilor de calire.

Un parametru deosebit de important al revenirii este temperatura de revenire. Pentru un otel nealiat, cu un continut mediu în carbon (C=0,44%), variatia proprietatilor mecanice cu temperatura de revenire este redata în figura 1 [1]. Asa cum rezulta din figura, rezilienta otelului carbon calit, determinata la încovoiere prin soc, se mentine scazuta pâna la temperatura de cca 400^{0}C, dupa care creste intens. Folosind însa alta metoda de determinare a rezilientei, si anume aceea a rasucirii prin soc, se obtine o forma diferita a curbei, cu variatii remarcabile si la temperaturi de revenire sub 400^{0}C (fig.2) [2].

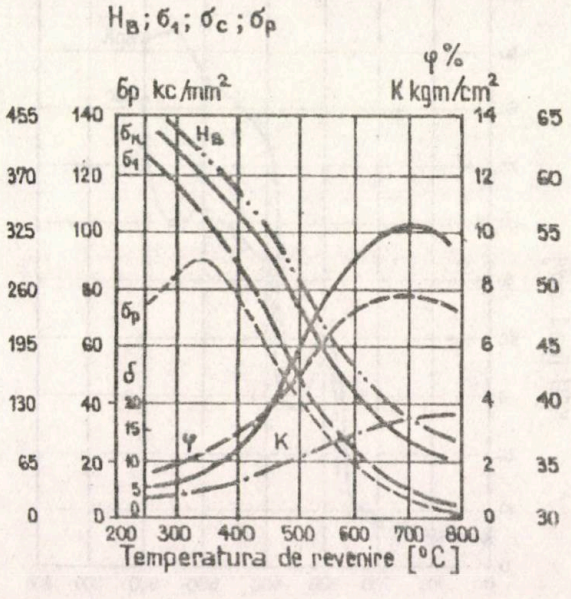


Fig. 1

Influenta T_{rev} asupra proprietatilor mecanice
Influence of the tempering temperature on mechanical properties

Având în vedere succesiunea transformarilor structurale ce se produc la încalzirea otelurilor calite, se poate concluziona ca acea crestere initiala a rezilientei (pâna la cca 200^{0}C) se datoreaza descompunerii martensitei, micsorarea brusca a rezilientei la 200-270^{0}C - descompunerii austenitei reziduale si, în sfârsit, cresterea în continuare a rezilientei se aplica prin globulizarea si coalescenta particulelor de cementita. În timp ce la otelurile carbon aceste variatii ale rezilientei la revenire se pot determina numai prin încercari de rasucire prin soc sau prin încercari de încovoiere prin soc la temperaturi sub 0^{0}C, la multe oteluri aliate ele se constata si prin încercari de încovoiere prin soc la temperatura obisnuita. Spre exemplu, în figura 3 [2] se reda variatia rezilientei (determinata la încovoiere prin soc) la revenirea unui otel aliat având: 0,3% = C; 1,4% = Cr si 3,4% = Ni.

Asa cum rezulta din figura, la încalzirea pâna la cca 200^{0}C rezilienta creste, dupa care începe sa scada, înregistrându-se un minim la temperaturi în jurul valorii de 300^{0}C. În continuare, în functie de viteza de racire aplicata dupa revenire apar doua situatii si anume:

- *daca racirea se efectueaza rapid, se constata o noua crestere a rezilientei pâna la temperaturi de 580 - 600^{0}C;*

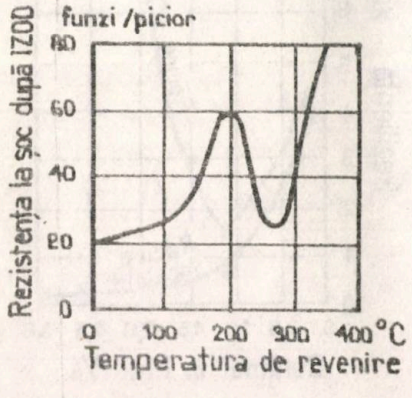


Fig. 2

Rezilienta otelului carbon U7 în functie de T_{rev} . Încercare la rasucire prin soc
Resilience of the carbon steel U7 depending on tempering temperature. Torsion impact test

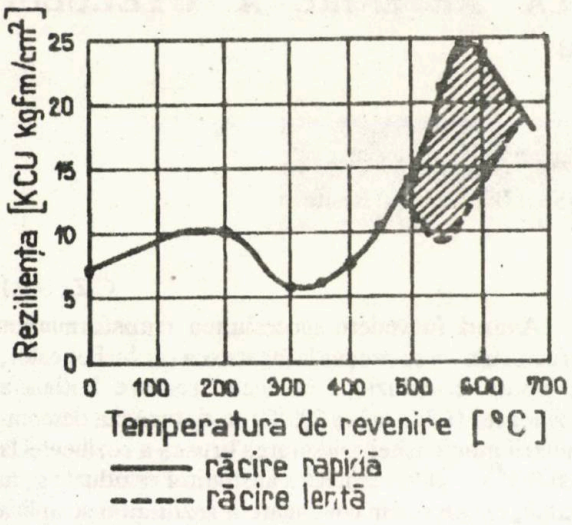


Fig. 3
Rezilienta otelului Cr- Ni în functie de T_{rev}
Resilience of Cr - Ni steel depending on tempering temperature

¤ *daca racirea se efectueaza încet, se obtine o scadere a rezilientei, cu un al doilea minim la 550°C.*

Fragilitatea de revenire, constând în micsorarea valorii rezilientei la revenirea anumitor oteluri aliate, poate, în concluzie, aparea în doua ipostaze: fragilitatea de revenire joasa sau ireversibila, care se produce indiferent de viteza de racire aplicata, în cazul revenirii la temperaturi de 300 - 400°C [2], si fragilitatea de revenire înalta sau reversibila, care se manifesta numai în cazul racirii lente de la temperaturi de 500 - 600°C [2].

Sensibilitatea otelurilor fata de acest fenomen este determinata de o serie de factori cum ar fi: compozitia chimica a otelului, structura si marimea granulatiei înainte de calire, puritatea, modul de elaborare a otelului, conditiile de prelucrare la cald si de tratament termic [1].

Otelurile carbon, cu un continut redus în Mn si P, sunt foarte putin sensibile la fragilitatea la revenire. Cresterea continutului în Mn, însa, accentueaza considerabil tendinta otelurilor spre fragilizare (fig.4) [1].

Asemanator actioneaza si P, As si N; alte elemente, cum ar fi Ni si V, nu manifesta nici un fel de influenta, în timp ce Mo si W atenueaza tendinta otelurilor spre acest tip de fragilitate.

Determinari experimentale

Materialul si probele utilizate

Determinarile experimentale s-au efectuat în vederea delimitarii celor doua domenii de temperaturi în care otelul R 52-6a prezinta fragilitate la revenire. Dat fiind continutul în Mn de (1,05 - 1,65)% al acestei marci de otel slab aliat - utilizata pentru confectionarea recipientilor sub presiune,

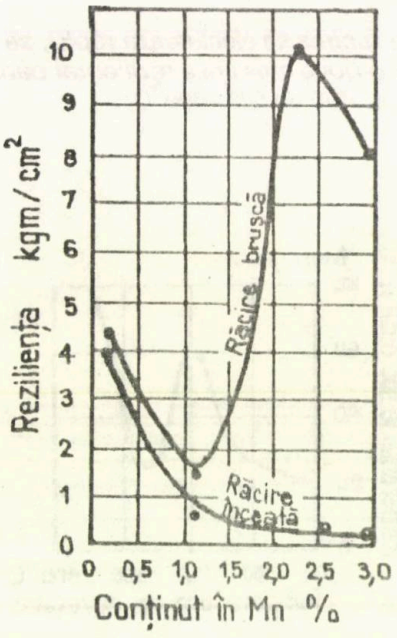


Fig. 4
Influenta Mn asupra sensibilitatii otelului fata de fragilitatea la revenire
Influence of Mn content on tempering brittleness sensibility of steel

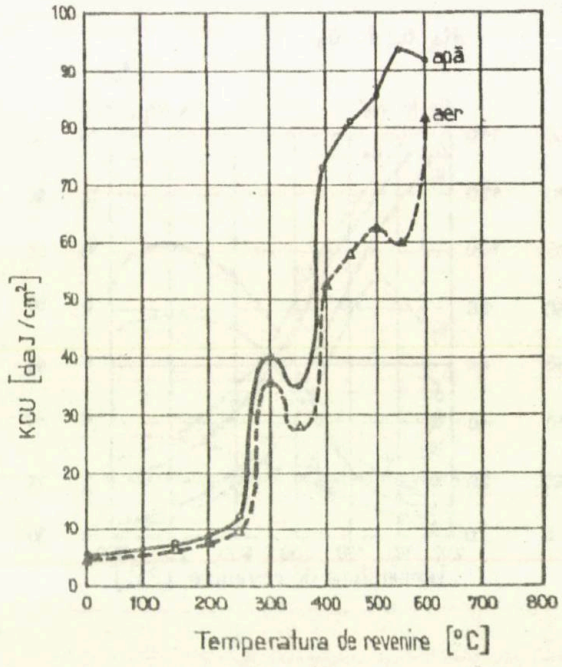


Fig. 5
Dependenta rezilientei de T_{rev} si viteza de racire
Resilience depending on tempering temperature and cooling rate

Tabelul 1

T_{rev}, ^0C	KCU daf/cm^2	
	Apa	Aer
-	6	
150	8	7
200	8	8
250	12	10
300	40	36
350	35	28
400	73	52
450	81	58
500	85	63
550	94	60
600	92	82

sensibilitatea fata de fenomenul analizat este accentuata.

Compozitia chimica a sarjei studiate este: 0,2% = C; 1,58% = Mn; 0,2% = Si; 0,7% = Ni; 0,035% = S; 0,035% = P; 0,1% = V.

S-au utilizat 21 de probe de rezilienta de dimensiuni 10 x 10 x 55, cu crestatura în U.

Modul de lucru si rezultatele experimentale

În scopul sensibilizarii probelor fata de fenomenul în studiu, duratele de mentinere la temperatura de calire si temperaturile de revenire au fost duble fata de cele practicate în mod uzual [3].

Dupa calire (890^0C/30 min./apa) probele au fost revenite doua câte doua la aceeasi temperatura (de la 150 la 600^0C, din 50 în 50^0C), cu aceeasi durata de mentinere (1 ora), dar au fost racite în moduri diferite: câte una în apa, iar cealalta în aer.

Dupa tratamentul termic toate probele au fost încercate la încovoiere prin soc, rezultatele obtinute fiind cele din tabelul 1. Pe baza lor s-au trasat curbele din figura 5.

Concluzii

Otelul R52-6a prezinta ambele tipuri de fragilitate la revenire (atât ireversibila, cât si reversibila).

Domeniile de temperaturi de revenire periculoase sunt:

- *pentru fragilitatea ireversibila: 300 - 380^{0}C;*
- *pentru fragilitatea reversibila: 500 - 570^{0}C.*

Încalzirea pentru revenire în domeniul de temperaturi de 300- 380^0C duce la fragilizarea otelului, indiferent de viteza de racire aplicata. De aceea, acest interval al temperaturilor de revenire trebuie evitat.

Încalzirea pentru revenire în domeniul de temperaturi de 500- 570^0C determina aparitia fragilitatii de revenire în cazul în care racirea se face cu viteza mica. De aceea, dupa revenirea la aceste temperaturi, racirea trebuie sa fie efectuata cu viteza mare.

BIBLIOGRAFIE

[1] **I.E.Contorovici**: *Tratamentul termic al otelului si al fontei.* Editura Tehnica, Bucuresti, 1953, p.161

[2] **A.P.Gubaev**: *Tratamentul termic al otelului.* Editura Tehnica, Bucuresti, 1962, p.219

[3] **N.Popescu, C.Dumitrescu, A.Munteanu**: *Tratamente termice si prelucrari la cald.* Editura Didactica si Pedagogica, Bucuresti, 1983, p.206

REVISTA REVISTELOR

IMONO, *Japonia, 1994, nr.4*

- *Turnarea în forme de ipsos a compozitelor din aliaj de magneziu ramforsat cu fibre scurte 17-7 PH, p.261*
- *Efectele gazului ajutator asupra gauririi cu laser YAG pulsatoriu în densitate si de mica putere, p.269*
- *Influenta temperaturii procesului asupra coacerii amestecului de formare în pat fluidizat, p.275*
- *Strunjirea frontala a turnatelor din Mg pur si din aliaj de magneziu AZ 91, p.281*
- *Simularea pe calculator a formarii racitorilor în fonta nodulizata, p.286*
- *Microstructurile si proprietatile mecanice ale fontei turnate cu continut de Cr, topita super-rapid, p.292*
- *Elaborarea fontei nodulare prin metoda camerei de presiune, p.298*
- *Perfectionarea retelei de turnare a distribuitoarelor de admisie prin analiza duratei de umplere a matritei cu metal topit, p.304*

IMPLICATII ALE INTENSIFICARII SCHIMBULUI DE CALDURA ASUPRA VITEZEI DE TOPIRE A FIERULUI VECHI ÎN BAIA METALICA A CONVERTIZORULUI CU OXIGEN

Dr.ing. Vasilica Dina, conferențiar - Universitatea "Politehnica" Bucuresti

C.Z.: 669.1

Necesitatea recuperarii si refolosirii fierului vechi, una din caile de reducere a cheltuielilor materiale la elaborarea otelului, trebuie însotita de gasirea unor solutii care sa favorizeze utilizarea acestuia fara eforturi energetice suplimentare.

Tehnologia de elaborare a otelului în convertizorul LD este foarte usor adaptabila la utilizarea fierului vechi (Fe_v) recuperat.

În prezent, se încarca în mod curent (22...25) % Fev pentru racirea baii metalice. Aceasta proportie poate fi marita pâna la valori de peste 50%, cu conditia ca durata de suflare sa nu fie influentata (suflarea oxigenului dureaza pâna la topirea completa a Fev), în sensul cresterii ei.

Topirea Fev solicita un consum bine determinat de caldura, ori este cunoscut faptul ca la convertizorul LD sursa de caldura o reprezinta efectele termice exoterme ale reactiilor de oxidare deci compozitia fontei este unicul regulator al caldurii dezbaia metalica. Crescând continutul de Fev din incarcatura, va creste si necesarul de caldura pentru topire, astfel ca vor trebui gasite solutii de obtinerea a acesteia cu cheltuieli minime (care sa fie acoperite de efectele folosirii Fe_v).

Literatura de specialitate ofera ca solutii de suplimentare a caldurii din convertizor fie preîncalzirea Fev în afara convertizorului, fie introducerea în baia metalica a unui combustibil (cocs) care, prin ardere, sa aduca necesarul suplimentar de caldura. Aceste doua solutii sunt costisitoare (consum suplimentar de energie), de aceea pot fi folosite doar pâna la limita de la care pretul de cost final nu creste, fata de cel obisnuit prin tehnologia clasica.

Una din solutiile posibile pentru cresterea cantitatii de caldura disponibila în baia metalica a convertizorului, la o compozitie chimica a fontei data, o reprezinta rationalizarea consumurilor de caldura la nivelul convertizorului, în scopul disponibilizarii unei cote din caldura rezultata din reactii, care sa fie folosita pentru topirea Fe introdus suplimentar (peste cel folosit în mod curent).

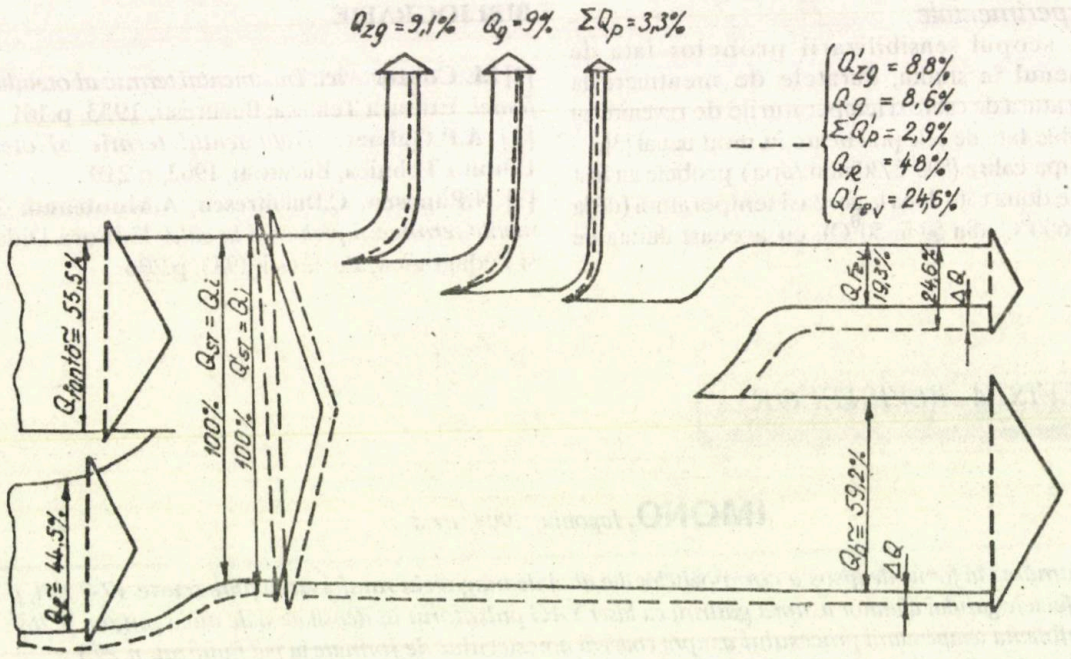


Fig. 1

Bilantul termic al unui convertizor: Q_t - caldura fizica a fontei lichide, Q_R - caldura rezultata din reactii chimice; Q_{zg} - caldura continuta în zgura, Q_g - caldura evacuata cu gazele de convertizor, Q_p - caldura pierduta prin zidarie si stropi, Q_b - caldura fizica a baii de otel la evacuare, Q_{fev} - caldura necesara topirii Fe_v (disponibila în baie); Q_{ST} - caldura sursei termice (toata caldura introdusa în baie)
BOF heat balance

Cercetarile întreprinse de autorul lucrarii au dovedit ca o crestere a gradului de agitare a baii metalice prin metode care au fost prezentate în articolele anterioare, de acelasi autor [1] - [3], intensifica substantial schimbul de caldura în baia metalica, mai ales cel de natura convectiva. De fapt are loc o intensificare simultana de schimb de masa si caldura, prin convectie.

Calculul coeficientului de schimb de caldura prin convectie (α_c) în bai metalice a constituit preocuparea a numerosi cercetatori [4], fiecare propunând relatii de forma:

♦ *Lyon - Martinelli* - la flux termic constant în baie:

$$Nu = 7 + 0{,}025\ Pe^{0,8} \qquad (1)$$

♦ *Seban - Shimazaki* - la o temperatura constanta în baie:

$$Nu = 5 + 0{,}025\ Pe^{0,8} \qquad (2)$$

♦ *Lubarsky - Kaufman* - la flux constant si curgere turbulenta complet dezvoltata în baie:

$$Nu = 0{,}625\ Pe^{0,4} \qquad (3)$$

Se constata ca, în toate cazurile, viteza de circulatie (de miscare) a baii are un rol foarte important, indus prin criteriul Peclét: $Pe = w_b \cdot 1/a$, unde w_b este viteza de circulatie a baii, m/min.; 1 - lungimea medie de curgere, m; a - difuzivitatea termica a baii, m^2/min..

Se confirma deci ca o crestere a gradului de agitare a baii va determina o crestere a vitezei de circulatie a acesteia si implicit a coeficientului (α_c), ceea ce va duce la cresterea gradului de utilizare a caldurii în baie.

Pe lânga cele aratate, cresterea gradului de agitare a baii metalice, corelata cu îmbunatatirea parametrilor de suflare [1],[2], cum ar fi reducerea pierderilor prin împroscari si reducerea duratei de suflare mai poate disponibiliza o parte din caldura produsa în convertizor. Diagrama de bilant termic din figura 1 arata plusul de caldura care se poate obtine si care poate fi folosit pentru topirea Fe_v suplimentar.

Cu ajutorul relatiilor prezentate anterior s-au calculat valori pentru (α_c), la vitezele realizabile în baia metalica (w_b) (figura 2) si s-a constatat ca aceste valori sunt comparabile cu cele prezentate în literatura de specialitate [4].

Se poate scrie relatia:

$$M_{Fev} \cdot C_{Fe_v} \cdot (t_t - t_i) = \alpha_c \cdot S \cdot \tau_t \cdot (t_b - t_{Fe_v}) \qquad (4)$$

unde: M_{Fev} este masa de Fe_v din încarcatura, kg;
C_{Fe_v} - caldura specifica medie a Fe_v de la temperatura initiala (t_i) la cea de topire (tt) kJ/kg•grd;
S - suprafata de schimb de caldura între baie si bucatile de Fe_v din baie, m^2;
τ_t - durata de topire a Fe_v, min;
τ_s - durata de suflare a oxigenului, min;
t_b - temperatura baii metalice, ^0C;
t_{Fe_v} - temperatura bucatilor de Fe_v care creste de la (t_i) la (t_t), ^0C.

Impunându-se conditia obligatorie:
$\tau_t \leq \tau_s$ si scriind:
$M_{Fe_v} = w_t \cdot \tau_t$, kg ($w_t$ - viteza de topire a Fe_v în kg/min) prin înlocuiri si simplificari se obtine:

$$w_t = \frac{\alpha_c \cdot S \cdot (t_b - t_{Fe_v})}{C_{Fe_v} \cdot (t_r - t_i)}\ , \text{kg/min}$$

Pe baza acestei corelatii, s-a trasat diagrama din figura 3 utilizându-se valori ale coeficientului (α_c) din figura 2.

Cresterea suprafetei de schimb de caldura prin maruntirea Fe_v trebuie sa tina seama si de influenta acesteia asupra hidrodinamicii baii, cunoscându-se ca, la o maruntire prea mare, influenta poate fi negativa.

Cu disponibilul de caldura obtinut, cuplat cu cresterea vitezei de topire, ca mai sus, se poate topi cca (32...35%) Fe_v introdus în încarcatura. Caldura necesara pentru topirea restului de Fe_v (pâna la 45...50%) se aduce prin preîncalzirea întregii cantitati de Fe_v, dar la o temperatura mult mai mica,

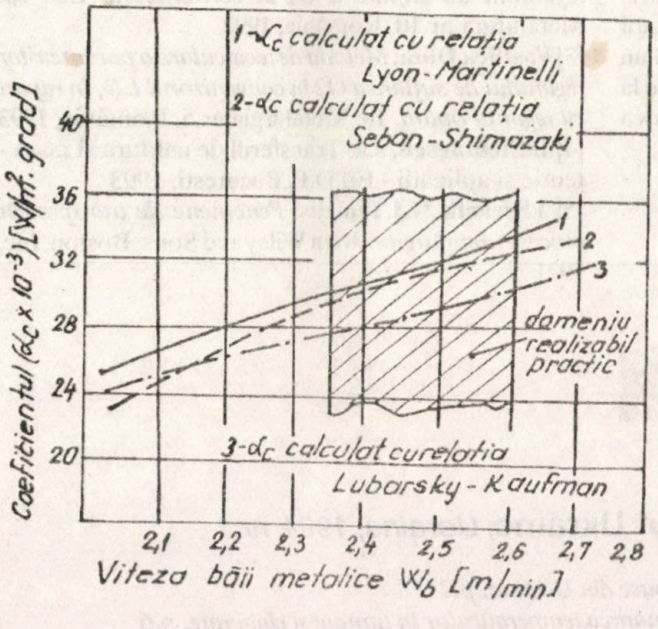


Fig. 2
Corelatia dintre viteza baii metalice (w_b) si coeficientul de schimb de caldura prin convectie, α_c
Melt rate (w_b) versus convection heat exchange coefficient , α_c

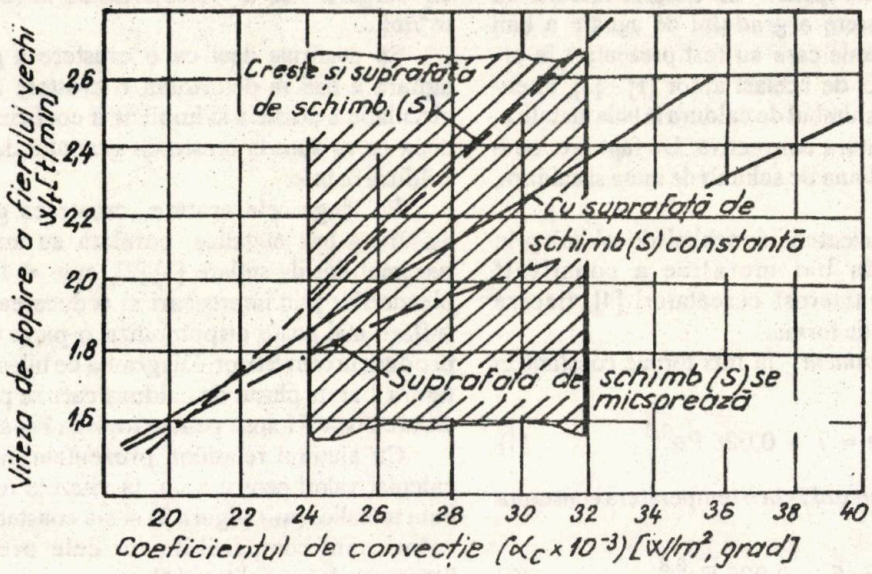


Fig. 3

Corelatia dintre viteza de topire Fe_v (w_t) si coeficientul de schimb de caldura convectiv, α_c

Melting rate Fev (w_t) versus convection heat exchange coefficient α_c

ceea ce, în final, nu va duce la cresterea pretului de cost (cu cheltuieli de energie).

În concluzie, se poate afirma ca prin optimizarea regimului de suflare, cresterea gradului de agitare a baii, urmata de intensificarea schimbului de masa si caldura si prin rationalizarea consumului de caldura în convertizorul LD, se poate mari cantitatea de Fe_v din încarcatura fara eforturi energetice suplimentare. Mai mult, scaderea în mod corespunzator a cantitatii de fonta lichida din încarcatura, care se obtine cu un consum energetic ridicat, va duce si pe aceasta cale la reducerea consumului global de energie (electrica sau din combustibil) si materie prima costisitoare.

BIBLIOGRAFIE

[1] **Vasilica Dina:** *Aspecte privind influenta cantitatii de miscare a jetului de O_2 asupra dinamicii baii metalice din convertizorul LD.* În: Metalurgia nr.9, România,1992

[2] **Vasilica Dina:** *Metoda de calcul a parametrilor regimului de suflare a O_2 în convertizorul LD.* În: Metalurgia nr.10, România, 1992

[3] **Vasilica Dina:** *Metoda de recalculare a parametrilor regimului de suflare a O2 în convertizorul LD, în raport cu regimul optim.* În; Metalurgia nr.5, România, 1993

[4] **D.Stefanescu,** s.a: Transferul de caldura si masa - teorie si aplicatii - Ed.D.P.,Bucuresti, 1993

[5] **I.Szekeli, N.J.Temelis:** *Fenomene de transport în procese metalurgice.* Jokn Wiley and Sons, Boston, Inc, 1971

REVISTA REVISTELOR

Metal and Casting of Ukraine, *Ucraina, 1994, nr.1*

- *Problemele si perspectivele metalurgiei neferoase din Ucraina, p.2*
- *Echipament complex pentru verificarea si urmarirea temperaturilor la turnare si elaborare, p.6*
- *Procedee ieftine de durificare termomecanica a otelurilor de constructii, p.11*
- *Studiul posibilitatilor de realizare a unor compozitii putin toxice cu întarire la rece pentru miezuri mici, p.16*
- *Noi procedee tehnologice si echipamente de producere si utilizare a alicelor metalice, p.23*
- *Inevitabilitatea obiectiva a cooperarii economice Est-Vest, p.27*
- *Începuturile si dezvoltarea turnatoriilor în Ucraina, p.29*

STUDII SI CERCETARI PRIVIND DETERMINAREA TERMOCONDUCTIVITATII MATERIALELOR CERAMICE

Ing. Christian Mihailescu, sef lucrari
ing. Augustin Semenescu, sef lucrari
dr. ing. Vasilica Dina, conferentiar
Universitatea "Politehnica" Bucuresti

C. Z.: 536022;666.3

Elemente generale

În foarte multe procese (cu caracter industrial sau nu), problemele deosebite se leaga de reducerea conductivitatii termice a materialelor utilizate, la niveluri deosebit de scazute. Este evident ca un domeniu de larg interes pentru utilizarea de materiale cu conductivitati termice scazute este cel al instalatiilor energetice, în scopul izolarii spatiului tehnologic de mediul ambiant (este suficient sa amintim însasi notiunea, utilizata în mod curent, de incinta adiabatica). Pe lânga acest domeniu nenumarate alte niveluri ale tehnicii sunt utilizatoare de materiale (omogene sau nu) care trebuie sa posede o termoconductivitate scazuta. Numeroase studii fac referiri la producerea si utilizarea de materiale cu conductivitate termica scazuta, dar fara a avansa în cercetarea fenomenelor si caracteristicilor legate de nivelul intim al materiei, care induce respectivele proprietati.

Proprietatea, ca atare, *termoconductibilitatea*, este unul din parametrii termofizici fundamentali ai substantei. Valorile curente ale acestei marimi fizice pot varia de la câteva sutimi de fractiuni (pentru majoritatea substantelor ce se gasesc în stare gazoasa), pâna la câteva sute de unitati (pentru substantele solide metalice) exprimate în w/mK. Pentru substantele simple, omogene, termoconductivitatea constituie, în general, o functie de parametrii de stare (temperatura si presiune). Termoconductivitatea substantelor policomponente depinde de concentratia componentelor (dar fara a se putea aplica o simpla lege aditiva). Pentru materialele poroase, conductivitatea termica depinde de structura, umiditatea si evident de dimensiunile si dispersia porilor.

Principala sursa de date asupra termoconductivitatii materialelor este oferita de abordarea experimentala. Baza teoretica pentru cazul transferului stationar de caldura o reprezinta stabilirea densitatii de flux termic în functie de geometria corpului si de diferenta de temperatura între fetele opuse ale acestuia. In cazul modelelor nestationare trebuie avuta în vedere variatia în functie de temperatura si de coeficientii de forma pentru corpurile considerate.

Revenind la afirmatiile anterioare, privind valorile uzuale ale acestei marimi termofizice, este de asteptat ca posibilitatile de modificare a termoconductivitatii unei substante date sa tina de însasi starea si structura acesteia (ca stare de agregare si/sau omogenitate).

Tranzactia caldurii în materiale poroase ca sisteme rezistive compozite

În continuare se va aborda modul în care se produce schimbul de caldura în materiale poroase (termorezistive) utilizate în instalatii termice de temperaturi înalte, specifice proceselor metalurgice, dar nu numai.

Asa cum este îndeobste cunoscut, materialele termorezistive se utilizeaza în macrosisteme care trebuie sa aiba, pe lânga rezistivitate termica foarte ridicata si alte proprietati si anume:

a - rezistenta la actiunea temperaturilor ridicate, specifice instalatiilor termice;

b - rezistenta mecanica si chimica ridicata, atât la temperatura mediului ambiant cât si la temperaturi ridicate;

c - rezistenta la variatii repetate de temperatura (la socuri termice).

În concluzie, este clar ca structura de baza a materialelor termorezistive trebuie sa fie un material solid (aceasta va satisface dezideratele mentionate: a - c), dar care va avea un coeficient de conductivitate mai mic sau mai mare, oricum însa mai ridicat decât al gazelor sau lichidelor.

Materialele solide care pot îndeplini cerintele mentionate si care au si coeficienti de conductivitate mai mici, sunt materiale nemetalice (ceramice), au punctul de topire mai ridicat decât al metalelor si rezistenta mecanica foarte buna.

Materialele ceramice utilizate în realizarea instalatiilor termice sunt de fapt oxizi sau combinatii de

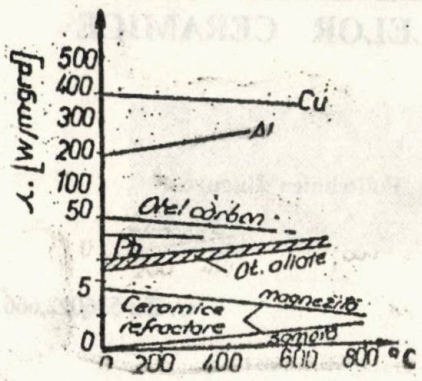


Fig. 1
Coeficientul de conductivitate, λ, al corpurilor
The thermal coefficient, λ, of materials

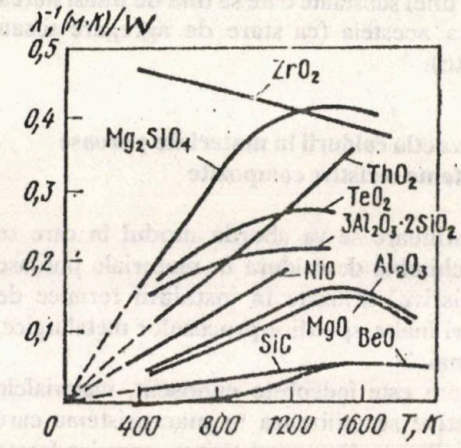


Fig. 2
Variatia cu temperatura a conductivitatii termice a unor materiale ceramice
The variation with temperature of thermal conductivity of some ceramic materials

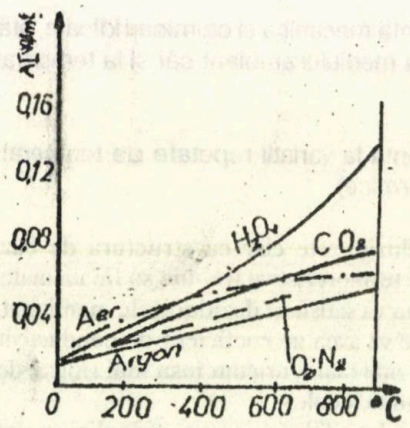


Fig. 3
Variatia cu temperatura a conductivitatii termice a gazelor
The variation with temperature of thermal conductivity of some gases

oxizi (SiO_2; Al_2O_3 SiO_2 - Al_2O_3; MgO - Cr_2O_3; MgO - CaO etc.).

În figura 1 se evidentiaza plaja de valori ale coeficientului de conductivitate corespunzatoare starii de agregare a corpurilor, observând ca gazele au conductivitatea termica cea mai mica.

Rezulta astfel ca, materialele care sa aiba o rezistivitate termica foarte ridicata ($r \to \infty$) si care sa îndeplineasca si celelalte conditii nu pot fi decât multifazice (bifazice, trifazice), de formula: solid - gaz; solid - solid - gaz (aici al doilea material solid ar avea ca sarcina sa mai diminueze conductivitatea termica a primului, fara însa sa-i denatureze celelalte proprietati sau împreuna sa satisfaca proprietatile de rezistenta mecanica, la atacul chimic, la temperatura ridicata.

Componentul care va conferi însa rezistenta termica foarte ridicata (sau alfel spus, va scadea coeficientul de conductivitate) este gazul. Se poate afirma ca materialele termorezistive pot fi considerate materiale compozite, în care matricea este solida, iar componentul adiacent este gaz, deci materialele poroase sunt materiale compozite (chiar si daca în pori s-ar afla gaze rarefiate - vid).

În continuare se va analiza mecanismul schimbului de caldura la nivelul acestor medii eterogene (materiale poroase), constituite din material solid si gaz (obisnuit, cel putin pâna în prezent, aerul).

S-a aratat si cu alt prilej, ca la nivelul unui por, în care apare un gradient de temperatura, începe schimbul de caldura prin toate cele trei moduri: conductie, convectie, radiatie.

În aceste conditii, coeficientul total de schimb de caldura, de la gazul din por la suprafata care-l închide sau invers, este:

$$a_t = a_{cond.} + a_{conv.} + a_{rad.}\ , W/m^2.grd. \qquad (1)$$

în care: $a_{cond} = \lambda/8$; $a_{conv.}$, $a_{rad.}$ sunt coeficienti partiali de schimb de caldura (ceilalti doi se determina cu relatiile cunoscute din literatura de specialitate), $W/m^2.grd.$, deci rezistenta termica: $r = 1/a_t$, $m^2.grd./W$.

Deoarece la nivelul corpului poros introdus într-un micro - sau macrosistem, se manifesta cu precadere transfer de caldura conductiv (este vorba de transfer în volumul corpului), daca se doreste ca densitatea de flux de caldura ce traverseaza corpul sa fie minim posibila ($q \to 0$) este necesar ca celelalte doua moduri de schimb de caldura sa fie frânate, chiar anulate. Acest lucru va fi posibil prin obtinerea unor pori de o anumita marime, forma si orientare, în raport cu directia de propagare a fluxului. Cum vor trebui sa fie acestia este o problema ce urmeza a fi lamurita pe seama unor laborioase experimentari practice si prelucrari ale rezultatelor obtinute.

Facându-se abstractie de aceste doua moduri de schimb de caldura, se vor prezenta în continuare, particularitati ale schimbului de caldura convectiv în corpuri poroase.

Se face de la început precizarea ca se porneste deja de la un material solid cu o structura data în

interiorul caruia se gasesc pori ocupati de un gaz (aer).

Indiferent de corpul studiat: solid, lichid, gazos, densitatea de flux termic conductiv si câmpul de temperatura sunt descrise de legea, respectiv ecuatia lui Fourier:

$$q = -\lambda \frac{\partial \theta}{\partial n}, \quad \frac{W}{m^2} \qquad (2)$$

$$\frac{\partial \theta}{\partial \tau} = a \cdot \frac{\partial^2 \theta}{\partial n^2} = a \cdot \frac{\partial}{\partial n} \cdot \left(\frac{\partial \theta}{\partial n} \right) \qquad (3)$$

unde: $\frac{\partial \theta}{\partial n}$ este gradientul de temperatura (pe una, doua sau trei directii si poate fi exprimat în coordonate carteziene, cilindrice sau sferice).

În prima etapa nu se va analiza modul în care se poate determina gradientul de temperatura (se considera existent si cunoscut), fie ca este vorba de regim stationar ($\frac{\partial \theta}{\partial t} = 0$), fie nestationar ($\frac{\partial \theta}{\partial t} = 0$), ci doar cum influenteaza coeficientul de conductivitate efectiv (λ_{ef}) asupra densitatii de flux termic.

De fapt se va cauta, pe seama a ceea ce ofera literatura de specialitate la ora actuala, care sunt posibilitatile de reducere a densitatii de flux termic conductiv (q_{cond}) adica de obtinere a unei rezistente termice maxime ($r \to \infty$) a unui micro- sau macrosistem de dimensiuni date.

Din relatia (2) rezulta densitatea de flux termic conductiv:

$q_{cond} = \Delta\theta / \theta/\lambda$, W/m^2 si $\Delta\theta = \theta_i - \theta_e$, ^{0}C

în care θ_i este temperatura fetei calde (la interiorul incintei în care se doreste retinerea caldurii dezvoltate de o sursa termica), iar t_e este temperatura fetei reci (din exteriorul incintei). Lucrurile pot fi privite si invers în conditiile unor instalatii frigorifice, unde se doreste mentinerea unor medii criogenice. Pentru materialele luate în studiu, adica infratermorezistive, temperatura exterioara incintei de lucru trebuie sa tinda la zero t_e 0 (se considera sistemul studiat izolat de mediul înconjurator, adica se neglijează schimbul de caldura între acesta si mediu, prin convectie si radiatie). Realizarea situatiei mentionate este posibila prin anularea densitatii de flux termic conductiv $q_{cond} = 0$, iar aceasta este posibil prin realizarea unei rezistente termice $r = \infty$.

Printr-o analiza simplista se poate trage concluzia ca, parametrii prin care se poate actiona în sensul expus mai sus, sunt: coeficientul de conductivitate (λ) si grosimea (dimensiunea traversata de fluxul termic, în mod preferential) corpul (peretelui) (θ). Sigur ca, în conditiile unui material dat, ramâne ca unica solutie de crestere a rezistentei termice, marirea grosimii peretelui sistemului termodinamic ce urmeaza a fi izolat. Acest lucru însa vine în contradictie cu tendintele actuale si de viitor, care vizeaza o reducere substantiala a dimensiunilor si greutatii sistemelor (miniaturizarea lor) urmata, evident, de reducerea corespunzatoare a consumurilor de materiale.

Asa stând lucrurile, ramâne ca unica solutie de rezolvare a problematicii lansata în tema, realizarea de materiale al caror coeficient de conductivitate termica sa tinda la zero ($\lambda \to 0$).

Revenindu-se la afirmatia anterioara, referitoare la constituenta unui material care sa aiba, pe lânga o conductivitate termica foarte redusa, rezistenta mecanica, la atacul chimic, la actiunea temperaturilor înalte, la socuri termice, deci sa aiba si durabilitate superioara, se vor prezenta câteva consideratii teoretice, care sa puna în evidenta, cel putin calitativ, felul cum se modifica coeficientul de conductivitate al unui material solid compact, atunci când în acesta apar pori ocupati de un gaz (poate fi si gaz rarefiat - vid).

În literatura de specialitate sunt prezentate relatii de calcul al coeficientului de conductivitate efectiv (λ_{ef}) pentru materiale neomogene, în cazul de fata, materiale poroase. O astfel de relatie, care da rezultatele mai apropiate de cele continute în tabelele oferite tot de literatura de specialitate, dar obtinute pe cale experimentala, este:

$$\lambda_{ef} = \lambda_s \cdot \frac{2 \cdot \lambda_s (1 - m) + \lambda_g (1 + 2m)}{\lambda_s (2 + m) + \lambda_g (1 - m)}, \text{ W/m} \cdot \text{grd} \qquad (4)$$

unde: λ_s este coeficientul de conductivitate a materialului solid, W/m•grd.;

λ_g - coeficientul de conductivitate a gazului, W/m•grd.;

m - porozitatea materialului poros.

La temperatura mediului ambiant, sunt si gaze a caror conductivitate termica se poate neglija obtinându-se astfel:

$$\lambda_{ef} = \lambda_s \cdot 2 \cdot (1 - m)/(2 + m), \text{ W/m} \cdot \text{grd} \qquad (5)$$

Relatiile (3) si (4) duc la concluzia clara ca influenta porozitatii (m), în sensul diminuarii coeficientului de conductivitate a materialelor poroase este semnificativa.

În realitate însa, nu numai valoarea porozitatii va determina valoarea conductivitatii (sau a rezistentei termice), ci si alti factori, cum ar fi: temperatura, geometria, marimea si orientarea porilor, natura gazului, presiunea gazului etc.

În cele ce urmeaza se vor analiza câteva situatii concrete, specifice materialelor utilizate frecvent în realizarea instalatiilor termice metalurgice.

Influenta temperaturii asupra valorii coeficientului de conductivitate pentru câteva dintre materialele ceramice compacte refractare este descrisa de ecuatiile (6)....(10), pe baza carora s-au trasat si diagramele din figura 2.

¤ *caramida de silica:*

$$\lambda_1 = 0{,}93 + 0{,}0007 \cdot t,\ W/m \cdot grd \qquad (6)$$

¤ *caramida de silimanit:*

$$\lambda_2 = 1{,}69 + 0{,}00023 \cdot t,\ W/m \cdot grd \qquad (7)$$

¤ *caramida de corindon:*

$$\lambda_3 = 2{,}09 + 0{,}0019 \cdot t,\ W/m \cdot grd \qquad (8)$$

¤ *caramida de samota:*

$$\lambda_4 = 0{,}84 + 0{,}00058 \cdot t,\ W/m \cdot grd \qquad (9)$$

¤ *caramida de magnezita:*

$$\lambda_5 = 4{,}65 + 0{,}0017 \cdot t,\ W/m \cdot grd \qquad (10)$$

Până în prezent, pentru obtinerea pe cale artificiala a unor materiale termorezistive, cu utilizarea în instalatii termice metalurgice, s-au folosit ca suport solid, materiale din grupa ($SiO_2 + Al_2O_3$).

Pentru conductivitatea termica a gazelor sunt prezentate mai multe tipuri de relatii, dar sunt continute valori si în tabele, pe seama carora s-au trasat diagramele din figura 3.

Analizându-se cele doua figuri se constata ca, în timp ce la corpuri solide, conductivitatea poate sa creasca sau sa scada o data cu temperatura, la gaze cresterea temperaturii determina cresterea conductivitatii termice, cu o pondere mai mica sau mai mare.

În mod obisnuit, în interiorul porilor unui material poros, se afla aer, dar se pot folosi si alte gaze, în urmatoarele conditii: sa nu intre în reactie cu materialul solid, sa nu fie nociv, sa fie ieftin si usor de transportat si produs si, bineînteles, sa fie justificata utilizarea acestora prin efectele pozitive pe care le poate oferi din punct de vedere al cerintelor mentionate în lucrarea de fata.

Pentru oglindirea, mai mult calitativa, a influentei porozitatii asupra coeficientului de conductivitate

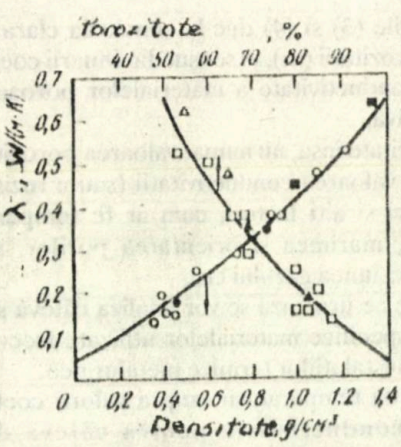


Fig. 4

Influenta porozitatii asupra coeficientului de conductivitate termica (samota + aer)

The influence of porosity on thermal conductive coefficient (chamote + air)

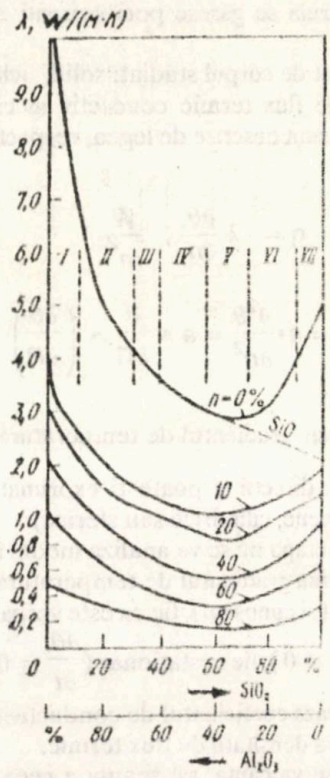


Fig. 5

Influenta porozitatii asupra coeficientului de conductivitate termica (alumina + aer)

The influence of porosity on thermal conductive coefficient (alumina + air)

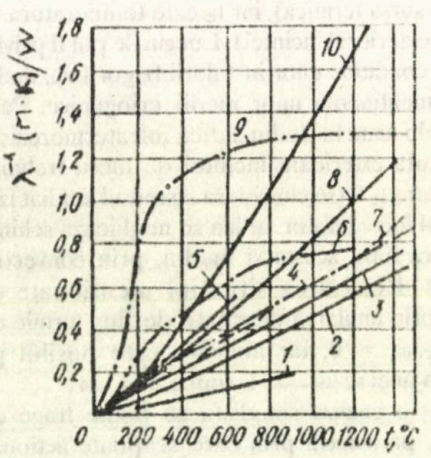


Fig. 6

Influenta combinata a temperaturii si porozitatii asupra conductivitatii termice a materialelor poroase: 1 - diatomit; 2 - carbura de siliciu; 3 - samota cu continut redus de Al_2O_3; 4 - caramida rosie; 5 - samota cu continut ridicat de Al_2O_3; 6 - samota obisnuita; 7 - silica; 8 - cromomagnezita; 9 - dinast; 10 - magnezita

The combining influence of temperature and porosity on thermal conductive coefficient of some porous materials

termica, s-au prelucrat date referitoare la combinatia dintre samota (material solid) si aer (gazul din pori), pentru diferite temperaturi, iar rezultatele sunt continute în figurile 4 si 5.

Din rezultatele prezentate se poate vedea cum marimea temperaturii si a porozitatii influenteaza conductivitatea termica a materialelor poroase si se constata ca, cresterea porozitatii determina scaderea conductivitatii termice, în toate cazurile (modul cum influenteaza temperatura depinde si de natura materialului solid (fig.6).

Nu s-au facut pâna acum referiri la modul cum va influenta marimea, forma si dimensiunile porilor, lucru ce nu este prea bine conturat nici în literatura de specialitate.

O încercare de punere în evidenta a influentei de mai sus se prezinta în continuare. Pentru un material poros dat (se ia spre analiza tot combinatia samota + aer) se considera un element de volum a carui suprafata perpendiculara pe directia fluxului este de 1 m^2 si care are grosimea: θ = 0,1 m. Studiul s-a efectuat în scopul stabilirii rezistentei termice a acestuia, în diferite variante de asezare, ipotetic desigur, al porilor în raport cu materialul solid. În figura se schiteaza aceste moduri de dispunere, iar valorile obtinute sunt un rezultat al prelucrarii relatiilor:

$$1.\ r_1 = \delta_1 \cdot \left(\frac{n_s}{\lambda_1} + \frac{n_g}{\lambda_2}\right),\ \frac{m^2 \cdot grd.}{W} \qquad (11)$$

$$2.\ r_2 = n \cdot \frac{\delta_1}{\frac{\lambda_2}{S_2} + \frac{\lambda_1}{S_1}},\ \frac{m^2 \cdot grd.}{W} \qquad (12)$$

În relatiile (11) si (12) (pentru variantele I si II se foloseste relatia (11), iar pentru III si IV relatia (12): $\delta_1 = \delta/n$, m; $n = n_s + n_g$, unde n_s este numarul de straturi solide, n_g este numarul porilor, iar n este numarul total de straturi;

S_1, S_2 sunt suprafete perpendiculare pe directia fluxului corespunzatoare fiecarui strat orizontal (solid si pori), care sunt mai mici decât 1 m^2; pentru calculele efectuate:

$$S_1 = S_2 = 0{,}25\ m^2.$$

λ_1, λ_2 sunt coeficientii de conductivitate ai materialului solid, respectiv gazos.

Chiar daca variantele studiate se abat de la cazurile reale, în sensul ca forma si dispunerea porilor este diferita de cea adoptata aici, se pot trage totusi concluzii importante si anume ca, dispunerea porilor are o influenta foarte mare asupra rezistentei termice a unui micro- sau macrosistem termorezistiv, (variantele I si III), în timp ce marimea porilor (daca acestia au aceeasi marime în tot volumul) nu influenteaza rezistivitatea (variantele II si IV). Avându-se în vedere modul de calcul al rezistentei termice, se poate afirma ca, chiar daca marimea porilor nu este aceeasi în tot volumul, rezistivitatea tot nu va fi influentata de aceasta.

Ceea ce s-a prezentat aici vine în sprijinul afirmatiilor avansate în studiul de fata si anume ca mecanismul schimbului de caldura în materiale poroase (compozite) este complex, de aceea rezultatele obtinute printr-o prelucrare simplista, a datelor oferite de literatura de specialitate - sau folosidu-se relatiile oferite de aceasta pentru calculul coeficientului de conductivitate - nu sunt în concordanta cu valori masurate practic. În acest sens se impune o abordare mai detaliata, tinându-se seama si de aportul convectiei sau radiatiei la nivelul unui por individual ori integrat într-un micro- sau macrosistem.

Model matematic al transferului de caldura în materialele poroase

Transferul de caldura în materiale poroase îmbraca o serie de caracteristici ce tin de forma si distributia discontinuitatilor din structura de baza (solida), de natura gazului ce se gaseste în aceste microcavitati si, de asemenea, de marimea acestora, cu implicatii directe atât asupra transferului de caldura prin radiatie cât, mai ales, prin convectie.

Daca, principial, ecuatiile caracteristice pentru descrierea fenomenelor termice convective, conductive si radiante sunt bine cunoscute, iar pentru multe situatii particulare, caracterizate de ponderi variabile ale laturilor cunoscute de transfer de caldura, solutiile sunt operationale, ramân de rezolvat numeroase dificultati pentru a obtine o imagine completa a câmpurilor termice în întreaga masa de substanta si deci a coeficientului de conductivitate termica efectiva.

În construirea unui model matematic pentru transferul de caldura prin materiale poroase, care sa aiba în vedere influenta si variatia coeficientului de conductivitate termica pentru: 1) faza condensata; 2) pentru faza gasoasa continuta în pori si 3) pentru zona de trecere faza condensata - faza gazoasa, trebuie avute în vedere urmatoarele ipoteze de plecare:

- *faza condensata este omogena si izotropa din punct de vedere al proprietatilor termofizice;*
- *variatia presiunii în microcavitati este neglijabila, în raport cu cresterea temperaturii;*
- *pâna la o dimensiune limita a porilor, eventuala miscare a gazelor în microcavitati este de natura moleculara (adica drumul mediu parcurs de molecula de gaz este comparabil cu dimensiunile porului sau mai mare decât*

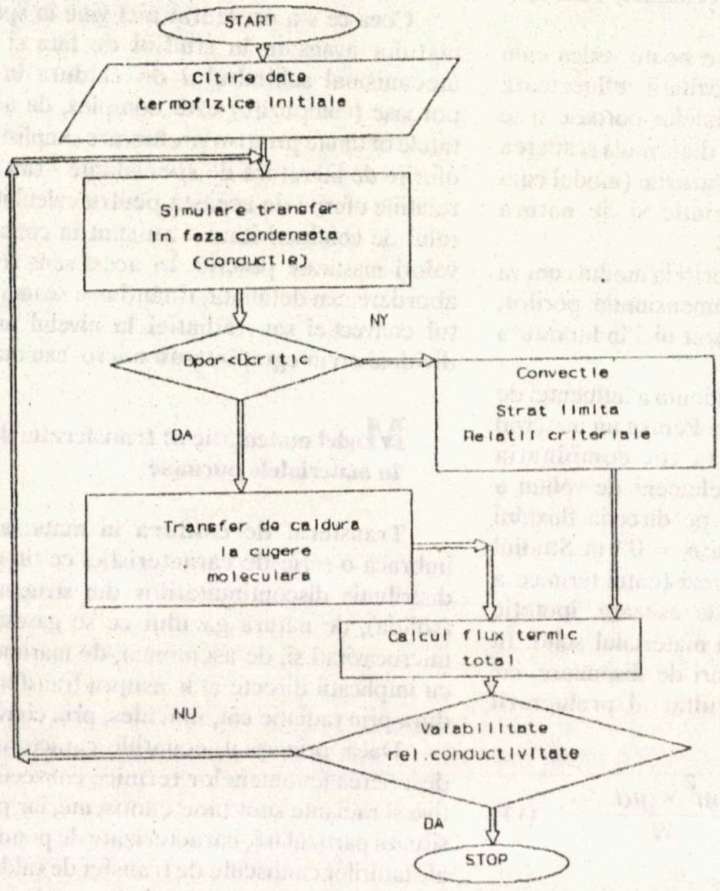


Fig. 7

Schema generala pentru modelarea transferului de caldura prin materiale cu pori
The general sketch of modelling for heat transfer by porous materials

acestea, moleculele trecând de la un perete la altul fara sa se ciocneasca între ele);

¤ *ansamblul faza condensata-pori este apreciat drept mediu cvasiomogen, pentru zonele extreme putându-se pune conditii la limita cunoscuta din transferul pur conductiv (practic nu se ia în calcul porozitatea externa a stratului).*

În aceste conditii o schema generala care sa sugereze succesiunea operatiilor de testare a valabilitatii relatiilor pentru determinarea conductivitatii termice pentru un produs dat este data în figura 7.

Se poate remarca faptul ca în tratarea fenomenelor caracteristice transferului de caldura în materiale poroase, prin modelare matematica se procedeaza la decuplarea transferului pur conductiv, caracteristic pentru fazele condensate, de cel prin convectie, conductie moleculara si radiatie caracteristic pentru faza de pori.

În acest sens si prezentarea algoritmelor de calcul se va face pentru fiecare zona în parte, urmând a introduce conditii de continuitate între zone.

Modelarea transferului de caldura în faze condensate

Pentru transferul de caldura în faza solida (condensata) se are în vedere o abordare clasica, simpla care sa vizeze numai determinarea câmpului termic din zona solida considerata (se are în vedere un element de volum de geometrie determinata, ce contine pori de forma cilindrica - în plan circular) (fig. 8).

Conductivitatea termica a zonei condensate, care constituie elementul de testare a întregului sistem de simulare, pentru care se admite o lege impusa (ca dependenta de timp) intervine într-o forma unidimensionala (considerând ca, într-o prima aproximare, fluxul termic este predominant pentru o singura directie) a ecuatiei Fourier, în asa numita expresie "*entalpica*".

Schema de calcul presupune, deci, un bilant entalpic pentru o diviziune unidirectionala de spatiu dx,

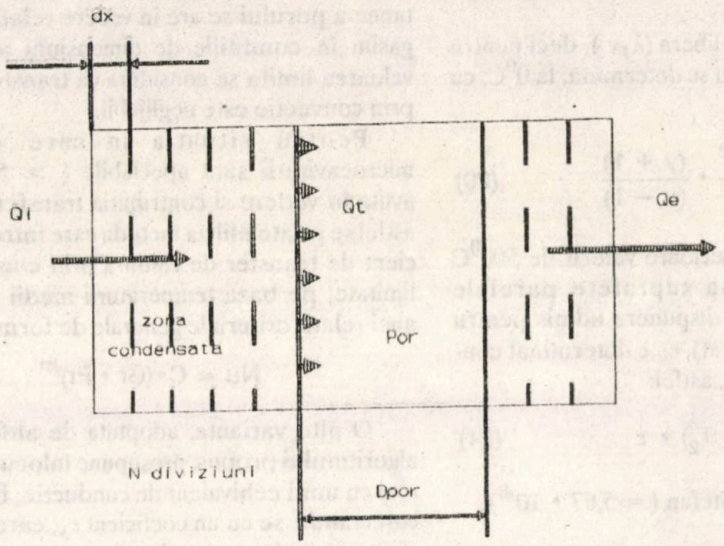


Fig. 8
Transferul de caldura într-un sistem faza condensata - por
The heat transfer for condensed phase - pore system

într-o forma liniarizata, entalpica. Relatia de baza este:

$$-\lambda_{(T)} S_{(j-1)}[T_{(j)} - T_{(j-1)}] + \frac{\lambda_{(T)}}{dx} S_{(j)}[T_{(j+1)} - T_{(j)} = \frac{V_{(j)}}{du} \cdot dH \qquad (13)$$

în care:
$S_{(j)}$ este suprafata zonei de transfer termic;
$V_{(j)}$ volumul de element;
$T_{(j)}$ temperatura nodului "j".

În conditiile tratarii explicite variatia temperaturii nodului "j" se exprima în forma $dT = TN_{(j)} - T_{(j)}$. Pentru fiecare nod din reteaua considerata (dependent de finetea divizarii fazei solide fiind obtinuta o precizie mai mare sau mai redusa) tratarea entalpica ofera explicit noua temperatura $TN_{(j)}$ ca o medie ponderata între $T_{(j-1)}$, $T_{(j)}$ si $T_{(j+1)}$, potrivit relatiei:

$$TN_{(j)} = A_{(j)} \cdot T_{(j-1)} + D_{(j)} T_{(j)} + E_{(j)} T_{(j+1)} \qquad (14)$$

în care:

$$A_{(j)} = \frac{\lambda_{(T)} \cdot du}{\rho \cdot C_p \cdot dx} \cdot \frac{1}{1 - \frac{\Delta H}{C_p}} \cdot \frac{S_{(j-1)}}{V_{(j)}} \qquad (15)$$

$$D_{(j)} = 1 - \frac{\lambda_{(T)} \cdot du}{\rho \cdot C_p \cdot dx} \cdot \frac{1}{1 - \frac{\Delta H}{C_p}} \cdot \frac{S_{(j)} + S_{(j+1)}}{V_{(j)}} \qquad (16)$$

$$E_{(j)} = \frac{\lambda_{(T)} \cdot du}{\rho \cdot C_p \cdot dx} \cdot \frac{1}{1 - \frac{\Delta H}{C_p}} \cdot \frac{S_{(j)}}{V_{(j)}} \qquad (17)$$

conditia de stabilitate pentru relatia (15) se poate scrie în forma 1-A-E>0, ceea ce duce la un pas de timp egal cu:

$$du = 0{,}5 \cdot \frac{C_p}{\lambda^{cr}} \cdot dx^2 \text{ (Fourier)} \qquad (18)$$

Modelarea transferului de caldura la interiorul porilor

Problema cea mai dificila, în tratarea transferului de caldura în materialele poroase, o constituie realizarea unui algoritm clar referitor la ponderea fenomenelor radiante, convective si conductive în mediul gazos aflat la interiorul acestor microcavitati.

Daca dimensiunile porilor sunt extrem de mici (ceea ce se regaseste în algoritmul general în conditia $d_{por} < d_{critic}$) cantitatea de caldura transportata de catre faza gazoasa este proportionala cu numarul de molecule si, deci, cu presiunea gazului, conform relatiei:

$$q = \alpha \cdot \lambda_{(T)} \left(\frac{273}{T_p}\right)^{1/2} \cdot (T_o - T_p) \qquad (19)$$

în care α este coeficientul de acomodare, ce caracterizeaza schimbul de caldura între o suprafata calda si moleculele de gaz care se ciocnesc de aceasta;

T_c, T_p - temperatura peretelui cald, respectiv rece, [K].
Conductivitatea moleculara libera (λ_m), deci pentru regim de curgere moleculara se determina, la 0^0C, cu relatia:

$$\lambda_m = (1{,}47 \cdot \frac{10^{-2}}{M^{1/2}} \cdot \frac{(\gamma + 1)}{(\gamma - 1)} \qquad (20)$$

Pentru temperaturi superioare valorii de 500^0C fluxul radiant între doua suprafete paralele (corespunzator modului de dispunere admis pentru elementul de volum considerat), este determinat conform legii Stefan - Boltzman, astfel:

$$q^E = \sigma \cdot A \cdot (T_1^4 - T_2^4) \cdot \varepsilon \qquad (21)$$

în care σ este constanta lui Stefan (= $5{,}67 \cdot 10^{-8}$);
A - suprafata de emisie, m^2;
T_1, T_2 - temperaturile suprafetelor de schimb, K;
ε - coeficientul total de emisie.

În algoritmul general, temperatura peretelui, rezultata din aplicarea algoritmului transferului de caldura în faza solida ($TN_{(j)}$) este utilizata în determinarea fluxului prin transfer molecular si prin radiatie, obtinându-se în acest mod temperatura pentru peretele rece ($T_2 \equiv T_p$), la momentul de timp τ.

În determinarea valorii conductivitatii instantanee a porului se are în vedere relatia (4). Daca ne gasim în conditiile de dimensiuni ale porului sub valoarea limita se considera ca transferul de c ldura prin convectie este neglijabil.

Pentru situatia în care dimensiunile microcavitatii sunt apeciabile (> 5 mm), trebuie avuta în vedere si contributia transferului convectiv, astfel se poate utiliza metoda care introduce un coeficient de transfer de caldura prin convectie în spatii limitate, pe baza temperaturii medii a fluidului si a unei relatii criteriale generale de forma:

$$Nu = C \cdot (Gr \cdot Pr)^m \qquad (22)$$

O alta varianta, adoptata de altfel în contextul algoritmului propus, presupune înlocuirea procesului real cu unul echivalent de conductie, fluxul convectiv corectându-se cu un coeficient ε_c, care tine seama de abaterea de la procesul real.

Acest coeficient se poate exprima printr-o relatie criteriala proprie, de aceeasi forma cu cea indicata în relatia (22).

Conductivitatea termica echivalenta ("conductiva") pentru atmosfera gazoasa, care se gaseste la interiorul porului, se determina printr-o relatie simpla: $\lambda_{ech.} = \lambda_{gaz.} \cdot \varepsilon_c$

REVISTA REVISTELOR

ISIJ International, *Japonia, 1994, nr.4*

- *Productia si tehnologia obtinerii fontei si otelului în Japonia în 1993, p.299*
- *Estimarea vitezei de ridicare a bulelor în lichidul din convertizorul cu insuflare prin fund, p.322*
- *Efectele miscarii turbionare ale jetului de barbotare de jos în sus asupra fenomenelor de transport în baie, p.330*
- *Morfologia si macrosegregarea în biletele de otel turnat continuu, p.338*
- *Aspecte fundamentale ale formarii texturii în otelul cu continut mic de carbon, p.313*
- *Studiu SANS al descompunerii fazelor în aliajul Fe-Cu cu adaos de Ni si Mn, p.346*
- *Modelarea si transformarea eutectoidala în otelul carbon nealiat, p.355*
- *Calirea prin precipitare în aliajele binare si cuaternare ale Fe- Cu, p.359*
- *Prognozarea anizotropiei plastice a tablei subtiri din otel cu continut mic de carbon prin modelare Taylor, p.366*

STUDII ALE PROCESELOR PLASMOCHIMICE ÎN VEDEREA OBTINERII MOLIBDENULUI

Ing. Igor Cretescu, doctorand, asistent universitar
Ing. Ion Antonescu, doctorand, asistent universitar
Dr. ing. Ioan Antonescu, conferentiar universitar
Universitatea Tehnica "Gh. Asachi" Iasi

C.Z.:669.018;669.28

Metodele actuale de prelucrare a molibdenitei, folosita la scara industriala, în vederea obtinerii molibdenului sunt în general laborioase si dificile, necesitând un numar mare de operatii si reactivi [1].

Ideea folosirii plasmei termice pentru prelucrarea molibdenitei a aparut mai de mult, timp în care diversi autori au încercat sa solutioneze aceasta problema pe diferite cai chimice sau electrotermice [2], [3], [4].

In aceasta lucrare s-au studiat performantele unui nou tip de reactor plasmochimic, precum si noi modalitati de alimentare cu energie a acestuia.

Partea experimentala

Experimentarile s-au efectuat pe o instalatie prevazuta cu posibilitati de generare si control a plasmei termice care este prezentata în figura 1.

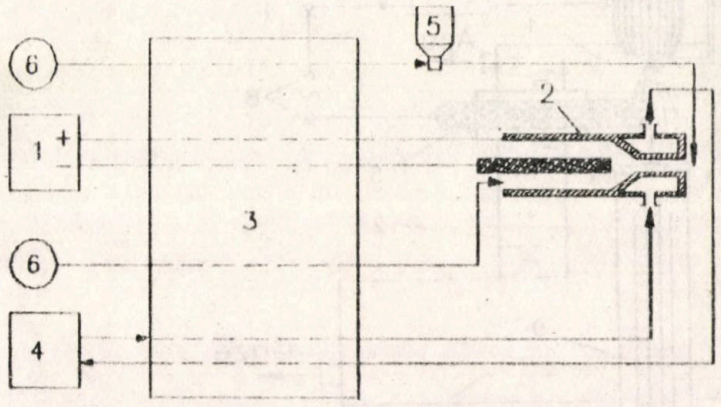


Fig. 1

Schema de principiu a instalatiei de generare si control al plasmei termice: 1 - sursa de tensiune continua; 2 - arzatorul generatorului de plasma; 3 - aparatura de comanda, reglare si control; 4 - sistem de racire cu apa; 5 - dozator pentru pulbere de molibdenita; 6 - sursa de gaz plasmogen (argon)

Study of the plasmochemical processes to obtain molybdenum: 1 - continue tension source; 2 - plasma generator burner; 3 - control device, regulation and control; 4 - cooling system with water; 5 - dosimeter for molybdenite powder; 6 - plasmogen gas (argon) source

Reactorul plasmochimic propriu-zis (fig. 2) se compune dintr-un vas cilindric (1) prevazut cu o manta pentru racire (2), având posibilitatea de a i se adapta arzatorul generatorului de plasma în curent continuu (3) si dozatorul de pulbere de molibdenita (4).

Electrodul auxiliar (5), realizat prin pastilare din pulbere de molibdenita este conectat la borna pozitiva a sursei de tensiune continua (6). Alimentarea generatorului de plasma s-a facut printr-o rezistenta (7) de la aceeasi sursa de tensiune în asa fel încât tensiunea aplicata anodului generatorului de plasma sa fie mai mica decât tensiunea aplicata electrodului auxiliar (5).

Având în vedere conductivitatea electrica initiala mai redusa a electrodului auxiliar, aprinderea arcului s-a realizat cu ajutorul unui oscilator (8) care produce o descarcare de înalta tensiune si înalta frecventa. Dupa încalzirea electrodului conductivitatea electrica a acestuia creste în asa masura încât nu mai este necesara întretinerea descarcarii. Astfel, are loc formarea unui arc transferat care realizeaza concentrarea energiei termice pe electrodul de molibdenita.

Produsii de reactie si reactantul netransformat sunt colectati pe dispozitivul de luare a probelor (9), care este format dintr-un sistem de trei tuburi concentrice cu diametre diferite. Primul tub este montat central astfel încât sa permita crearea unei atmosfere inerte de argon în imediata vecinatate a arcului. Urmatoarele tuburi exterioare alcatuiesc un dispozitiv de racire cu apa, iar cel cu diametru maxim este închis la partea superioara printr-o suprafata concava care permite colectarea amestecului de reactie.

Reactorul este prevazut de asemenea cu un canal de antrenare a gazelor rezultate din proces (10), fie direct cu un curent de argon, fie prin absorbtie cu ajutorul unui sistem de vid,

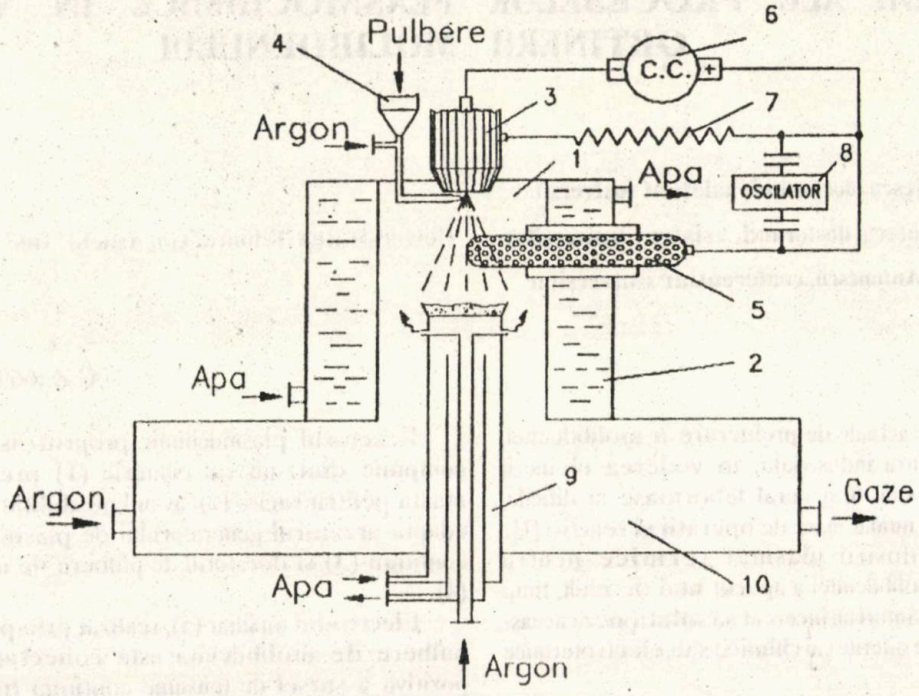


Fig. 2

Schema de principiu a unui nou tip de reactor plasmochimic destinat prelucrarii în jet de plasma a molibdenitei: 1 - vas cilindric; 2 - manta de racire; 3 - arzatorul generatorului de plasma; 4 - dozator pentru pulbere de molibdenita; 5 - electrodul auxiliar din pulbere de molibdenita; 6 - sursa de tensiune continua; 7 - rezistenta; 8 - oscilator de frecventa si tensiune înalta; 9 - dispozitiv de luare a probelor; 10 - canal de antrenare a gazelor

The fundamental scheme of a new plasmochemical reactor for the molybdenite processing în plasma jet: 1 - cylindrical vessel; 2 - cooling casing; 3 - plasma generator burner; 4 - dosimeter for molybdenite powder; 5 - additional electrode from molybdenite powder; 6 - continue tension source; 7 - resistance; 8 - frequency oscillator and high tension; 9 - sampling device; 10 - gas aspirator

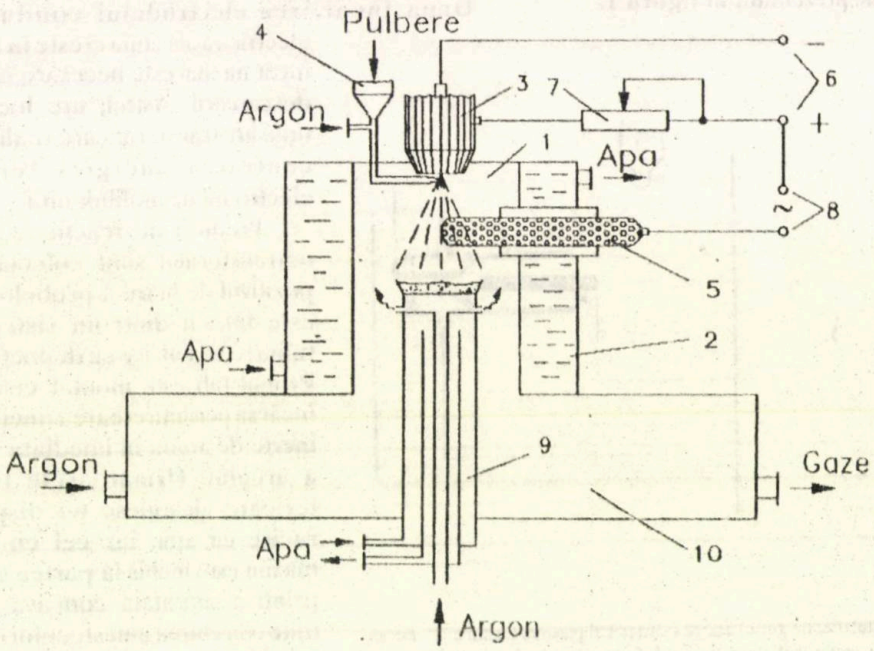


Fig. 3

Schema de alimentare mixta cu energie pentru reactorul plasmochimic destinat prelucrarii în jet de plasma a molibdenitei: 1 - vas cilindric; 2 - manta de racire; 3 - arzatorul generatorului de plasma; 4 - dozator pentru pulbere de molibdenita; 5 - electrodul auxiliar din pulbere de molibdenita; 6 - sursa de tensiune continua; 7 - rezistenta variabila; 8 - sursa de curent alternativ; 9 - dispozitiv de luare a probelor; 10 - canal de antrenare a gazelor

Mixed feeding scheme with energy for the plasmochemical reactor for the processing in plasma jet of the molybdenite: 1 - cylindrical vessel; 2 - cooling casing; 3 - plasma generator burner; 4 - dosimeter for molibdenite powder; 5 - additional electrode from molybdenite powder; 6 - continuous tension source; 7 - variable resistance; 8 - A. C. source; 9 - sampling device; 10 - gas aspirator

care permite experimentari si la presiuni mai reduse.

Calculul conversiei s-a realizat dupa o separare selectiva a componentelor amestecului de reactie si determinarea gravimetrica a acestora. Selectivitatea procesului s-a calculat pe baza analizei molibdenului prin spectrofotometrie de absorbtie atomica.

Într-o alta varianta de utilizare a acestui tip de reactor s-a folosit si o sursa de curent alternativ (fig. 3).

Acest sistem de alimentare cu energie are o serie de avantaje printre care putem mentiona:

- *sursa de curent continuu este folosita exclusiv pentru generarea plasmei termice, conditii în care se evita o supraîncarcare a acesteia;*
- *aportul suplimentar de putere este realizat de sursa de curent alternativ, care poate fi chiar un simplu transformator*

Interpretarea si prelucrarea rezultatelor

La temperaturi ridicate, molibdenita (MoS_2) sublimeaza si apoi disociaza în atomi de sulf si molecule de Mo_2S_3. Daca procesul se desfasoara sub vid sau temperatura este suficient de ridicata, se poate obtine molibden metalic, conform reactiilor [5]:

$$2\,MoS_2 \leftrightarrow Mo_2S_3 + S$$

$$Mo_2S_3 \leftrightarrow 2\,Mo + 3\,S$$

Datorita distributiei pseudoboltzmaniene a energiei, numarul moleculelor care pot sa învinga bariera de potential si sa treaca în forma finala a produsilor de reactie, creste exponential cu temperatura [6]. Ca urmare a faptului ca la temperatura plasmei (min. 3000 K) au loc multe procese complexe, care implica transfer energetic si între speciile ce formeaza plasma, pot lua nastere diversi intermediari, care complica mecanismul de reactie pentru procesul de formare a molibdenului si implicit îngreuiaza caracterizarea exacta sub aspect cinetic si termodinamic a procesului în ansamblu.

De aceea studiul efectuat s-a condus dupa o metoda experimentala de optimizare în raport cu conversia maxima a molibdenitei (X) [%]. S-au selectat urmatoarele variabile cu influenta semnificativa asupra procesului:

(P) - puterea în descarcare kW, (Q) - debitul de gaz plasmogen, l/min, (M) - debitul de alimentare cu pulbere de molibdenita [g/min], (D) - diametrul pulberii de molibdenita, mm - [7],[8]. Valorile celorlalti parametri au fost mentinute constante pe durata experimentarilor:

- *compozitia molibdenitei;*
- *atmosfera inerta de argon;*
- *alimentare în curent continuu;*
- *distanta între duza arzatorului de plasma si electrodul auxiliar (3 cm);*
- *zona de introducere a pulberii de molibdenita în jetul de plasma (1 cm de la capatul duzei într-un cerc cu raza de 0,5 cm, având ca centru axul jetului) [9].*

Datorita complexitatii procesului nu se cunoaste functia X = F(P, Q, M, D) care descrie dependenta conversiei X de ceilalti parametri selectati.

Se alege un punct de plecare A (P, Q, M, D) astfel încât variabilele P, Q, M, D sa fie situate aproximativ la mijlocul domeniului de variatie corespunzator fiecarei variabile. Domeniul de variatie pentru fiecare variabila s-a ales cât mai mare în functie de posibilitatile practice de realizare. Astfel, puterea în descarcare (P) a fost variata între 5 - 15 kW, debitul de gaz plasmogen (Q) între 10 - 90 l/min, debitul de alimentare cu pulbere de molibdenita (M) între 1 - 9 g/min, diametrul pulberii de molibdenita (D) între 0,06 - 0,4 mm.

Distributia granulometrica a pulberii de molibdenita s-a determinat prin sitare, obtinându-se urmatoarele domenii:
[0,06 - 0,1 mm], [0,1 - 0,16 mm], [0,16 - 0,2 mm], [0,2 - 0,25 mm], [0,25 - 0,4 mm]. Pentru fiecare domeniu s-a ales o valoare care reprezinta media aritmetica a valorilor extreme, respectiv: 0,08; 0,13; 0,16; 0,225; 0,325.

Se efectueaza o experienta în conditiile corespunzatoare coordonatelor punctului de plecare si se determina experimental valoarea conversiei în punctul A. În continuare numai una din variabile variaza, cautarea facându-se dupa o directie paralela cu axa de coordonate a respectivei variabile. Variatia se efectueaza pâna când functia F atinge un maxim pe aceasta directie de variatie [7]. Determinarea acestui maxim se face clasic în cazul în care se cunoaste expresia functiei, prin anularea derivatei de ordinul întâi si cautarea printre solutiile acesteia.

Functia se poate considera pe directia respectiva ca o functie de o singura variabila, deoarece toate celelalte variabile sunt mentinute constante. Expresia matematica a acestei functii se poate determina cu ajutorul unui algoritm de aproximare realizat pe baza metodei celor mai mici patrate. Pentru a se usura volumul de munca s-a folosit tehnica de calcul pe care s-a rulat un program ce include algoritmul de interpolare al curbei care trece prin punctele obtinute experimental.

Sistematizarea calculelor si rezultatelor obtinute sunt prezentate în tabelul 1.

Tabelul 1

Programarea si rezultatele experimentariior
Programming and experiments' results

Pt	Functie	Expresie Functie	Variabile mentinute constante				Eroare maxima de aproximare	Punct de maxim	Valoare maxima a functiei
			P KW	Q l/min	M g/min	D mm			
A	X=F(P,Q,M,D)	-----	10	60	5	0.16	-----	-----	X=19
B	X=F(P)	$X=1.9P-5.10212\cdot10^{-13}$	--	60	5	0.16	± 0.99	P=15 lim.sup	X=29
	X=F(Q)	$X=5.679\cdot10^{-3}Q^3-0.09593Q^2+4.42222Q-13.66666$	15	---	5	0.16	$\pm5.68\cdot10^{-14}$	Q=32.33	X=48.23
	X=F(M)	$X=0.0190476M^5-0.301191M^4+1.32143M^3-0.827393M^2-0.840459M+36.6286$	15	32.33	---	0.16	$\pm4.97\cdot10^{-14}$	M=4.78	X=48.32
	X=F(D)	$X=19621.823D^4-16130.668D^3+4562.134D^2-560.455D+74.09392$	15	32.33	4.78	---	$\pm6.16\cdot10^{-6}$	D=0.08 lim.inf	X=51
	X=F(P,Q,M,D)	-----	15	32.33	4.78	0.08	-----	-----	X=51
C	X=F(P)	$X=0.12P^2+1.6P$	--	32.33	4.78	0.08	$\pm1.77\cdot10^{-15}$	P=15 lim.sup	X=51
	X=F(Q)	$X=0.703567\cdot10^{-3}Q^3-0.1125722Q^2+5.0741124Q-19.157485$	15	---	4.78	0.08	$\pm2.13\cdot10^{-14}$	Q=32.35	X=51
	X=F(M)	$X=0.132388M^4-2.2137M^3+11.2976M^2-16.3827M+44.1664$	15	32.35	---	0.08	$\pm5.68\cdot10^{-14}$	M=4.3	X=51.87
	X=F(D)	$X=-20680.8D^4+15425.3D^3-4036.1D^2+398.941D+38.8651$	15	32.35	4.3	---	$\pm9.23\cdot10^{-7}$	D=0,08 lim.inf	X=52
	X=F(P,Q,M,D)	-----	15	32.35	4.3	0.08	-----	-----	X=52

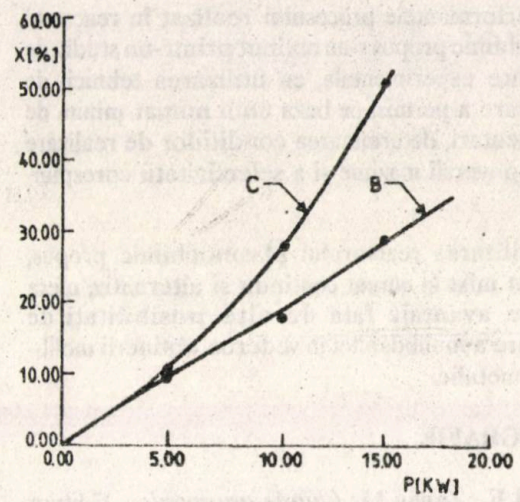


Fig. 4

Variatia conversiei în functie de puterea în descarcare la prelucrarea molibdenitei în jet de plasma:B - curba corespunzatoare primei etape de optimizare a procesului; C - curba corespunzatoare celei de a doua etape de optimizare a procesului
Conversion variation function the power in discharge at molybdenite processing in plasma jet: B - the proper curve of the first optimization stage of the process; C - the proper curve of the second optimization stage of the process

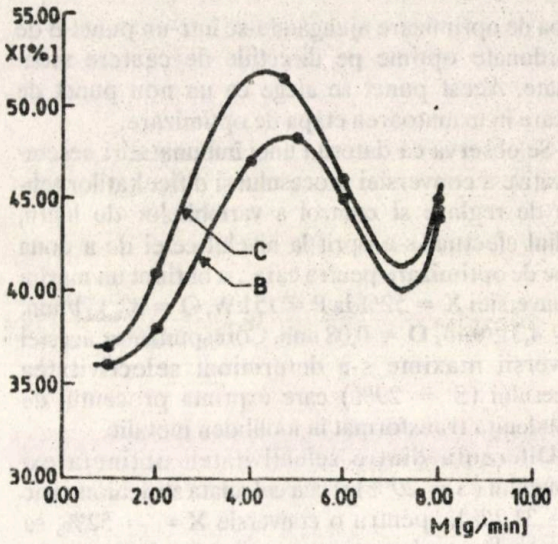


Fig. 6

Variatia conversiei în functie de debitul de alimentare a pulberii de molibdenita la prelucrarea acesteia în jet de plasma:B - curba corespunzatoare primei etape de optimizare a procesului; C - curba corespunzatoare celei de a doua etape de optimizare a procesului
Conversion variation function the molybdenite powder feeding debit , at its processing in plasma jet: B - the proper curve of the first optimization stage of the process; C - the proper curve of the second optimization stage of the process

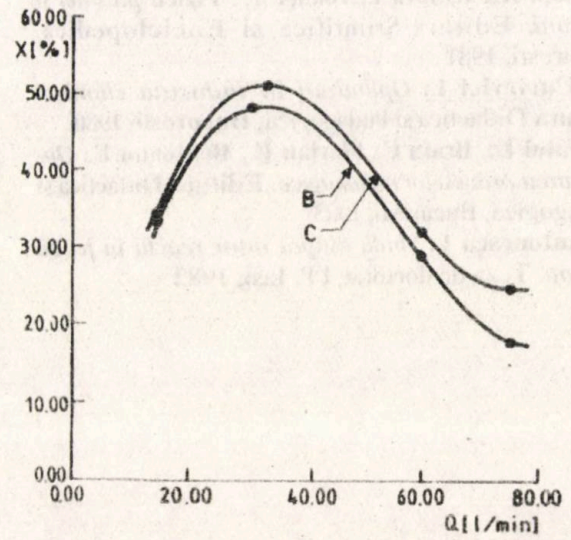


Fig. 5

Variatia conversiei în functie de debitul de gaz plasmogen (argon) la prelucrarea molibdenitei în jet de plasma:B - curba corespunzatoare primei etape de optimizare a procesului; C - curba corespunzatoare celei de a doua etape de optimizare a procesului
Conversion variation function the plasmogen gas (argon) debit at molybdenite processing in plasma jet: B - the proper curve of the first optimization stage of the process; C - the proper curve of the second optimization stage of the process

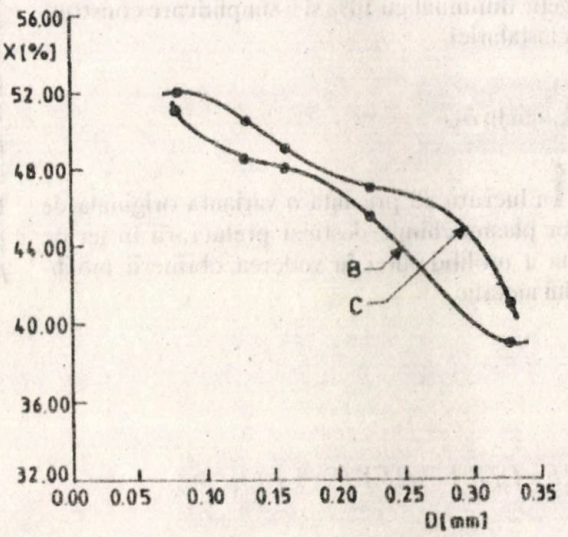


Fig. 7

Variatia conversiei în functie de granulatia pulberii de molibdenita la prelucrarea acesteia în jet de plasma:B - curba corespunzatoare primei etape de optimizare a procesului; C - curba corespunzatoare celei de a doua etape de optimizare a procesului
Conversion variation function the molybdenite powder granulation at its processing in plasma jet: B - the proper curve of the first optimization stage of the process; C - the proper curve of the second optimization stage of the process

Dupa cum se observa si din tabelul 1, punctul de maxim al functiei obtinut într-o etapa de optimizare, corespunzatoare cautarii dupa o anumita directie, se considera o valoare constanta în experimentarile ulterioare. Astfel, dupa ce s-au facut cautari dupa fiecare dintre cele patru directii, s-a încheiat prima

etapa de optimizare ajungându-se într-un punct B de coordonate optime pe directiile de cautare mentionate. Acest punct se alege ca un nou punct de plecare în urmatoarea etapa de optimizare.

Se observa ca datorita unei îmbunatatiri nesemnificative a conversiei procesului si dificultatilor tehnice de reglare si control a variabilelor de lucru, studiul efectuat s-a oprit la nivelul celei de-a doua etape de optimizare pentru care s-a obtinut un maxim al conversiei X = 52% la P = 15 kW, Q = 32,35 l/min, M = 4,3 g/min, D = 0,08 mm. Corespunzator acestei conversii maxime s-a determinat selectivitatea procesului (S = 29%) care exprima procentul de molibdenita transformat în molibden metalic.

Diferenta dintre selectivitatea obtinuta experimental (S = 29%) si cea calculata stoichiometric (S = 31,2%), pentru o conversie X= = 52%, se poate explica pe baza unor reactii secundare cauzate de impuritatile metalice (Fe, Al, Pb) din compozitia molibdenitei.

Curbele de interpolare a rezultatelor experimentale care exprima variàtia conversiei molibdenitei functie de fiecare dintre parametrii studiati au fost obtinute cu ajutorul calculatorului, fiind prezentate în figurile 4, 5, 6, 7.

Experimentari similare s-au efectuat prin folosirea unei surse de curent alternativ (fig. 3) când s-au obtinut rezultate comparabile, cu un consum energetic diminuat cu 10% si o simplificare constructiva a instalatiei.

Concluzii

În lucrare se prezinta o varianta originala de reactor plasmochimic destinat prelucrarii în jet de plasma a molibdenitei în vederea obtinerii molibdenului metalic.

Performantele procesului realizat în reactorul plasmochimic propus s-au obtinut printr-un studiu de optimizare experimentala, cu utilizarea tehnicii de calcul, care a permis, pe baza unui numar minim de experimentari, determinarea conditiilor de realizare a unei conversii maxime si a selectivitatii corespunzatoare.

Utilizarea reactorului plasmochimic propus, alimentat mixt în curent continuu si alternativ, ofera multiple avantaje fata de alte posibilitati de prelucrare a molibdenitei în vederea obtinerii molibdenului metalic.

BIBLIOGRAFIE

[1] **Beral E., Zapan M.:** *Chimie anorganica.* Editura Tehnica, Bucuresti, 1977

[2] **Gant S.N., Melnic A.P., Parhomenco V.D.:** *Plasma i himicescoi tehnologhii.* Tehnika, Moscova, 1969

[3] **Suris A.L.:** *Plasmohimiceskie protessî i apparatî.* Himiia, Moscova, 1989

[4] **Hollahan J.R., Bell A.T.:** *Techniques and applications of plasma chemistry.* John Wiley & Sons, U.S.A., 1974

[5] **Pascal P.:** *Nouveau traité de chimie minerale.* Masson et C-ie Editeurs, vol. XIV, Paris, 1959

[6] **Popescu I., Jova I., Toader E.:** *Fizica plasmei si aplicatii.* Editura Stiintifica si Enciclopedica, Bucuresti, 1981

[7] **Curievici I.:** *Optimizari în industria chimica.* Editura Didactica si Pedagogica, Bucuresti, 1980.

[8] **Taloi D., Bratu C., Florian E., Berceanu E.:** *Optimizarea proceselor metalurgice.* Editura Didactica si Pedagogica, Bucuresti, 1983

[9] **Antonescu I.:** *Studii asupra unor reactii în jet de plasma.* Teza de doctorat, I.P. Iasi, 1982

REVISTA REVISTELOR

MPT International, *Germania, 1994, nr. 2*

- *Convergenta tehnologiilor, p.32*
- *Modernizarea unui laminor la rece pentru banda de calitate din aluminiu, p.38*
- *Captusirea automata a convertizoarelor, p.46*
- *Pornirea la cald si functionarea initiala a masinii de turnare continua combinata de la Whyalle a BHP, p.52*
- *Redresoare de banda de înalta precizie pentru profile grele si sine, p.60*
- *Laminarea flexibila a barelor plate din otel, p.64*
- *Model de linie de decapare prin agitare, p.70*

CONTROLUL PLANEITATII BENZII LAMINATE LA RECE

Ing. Alexandru Florea S.C. ICPPAM S.A. Galati

C.Z.: 669.418.5

Înca de la începutul laminarii produselor plate si în special a benzilor subtiri s-au facut eforturi pentru a controla planeitatea si uniformitatea grosimii pe latimea benzii prin precizia calibrarii si a controlului regimului termic al cilindrilor de laminare. Pentru a asigura perfectiunea planeitatii si grosimea uniforma a sectiunii transversale de o mare importanta este compensarea corespunzatoare a sagetii cilindrului sub sarcina de laminare, stapânirea regimului termic al cilindrului si perfecta orizontalitate a acestuia în timpul laminarii.

În timpul laminarii, banda este în mod curent sub o suficienta tensiune care ascunde defectele formatului, banda poate parea plata iar un format necorespunzator iese la iveala doar când banda este desfasurata. O supralaminare în centrul benzii conduce, are drept rezultat, ondularea pe centru, o supralaminare pe marginea benzii conduce la ondularea marginilor iar o ondulare pe sfertul latimii se datoreaza unei combinatii de deformari excesive a cilindrilor sau acumularilor termice în cilindri.

Daca mijloacele de reglare a grosimii benzii da o precizie de 1% în punctul de masura, o diferenta de 0,01% a grosimii conduce la o variatie a reducerii în centru în raport cu marginea benzii care provoaca o ondulatie cu o amplitudine de 6 mm cu o perioada de 1000 mm.

Cuantificarea defectelor de planeitate este bazata pe calculul dintre diferenta relativa între cea mai mare lungime a defectului si perioada sa.

Presupunând ca defectul este sinusoidal, raportul obisnuit:

$$\beta = (L - l_0)/l_0 \text{ poate fi scris } \beta = \pi^2/4^2\,\alpha^2$$

$$\text{unde } \alpha = h/l_0$$

O unitate de planeitate I este definita prin raportul urmator:

$$[U.I.] = l_0^5 \cdot \beta$$

Neajutorat, laminoristul trebuie sa se bazeze pe instinct si experienta pentru mentinerea planeitatii. În

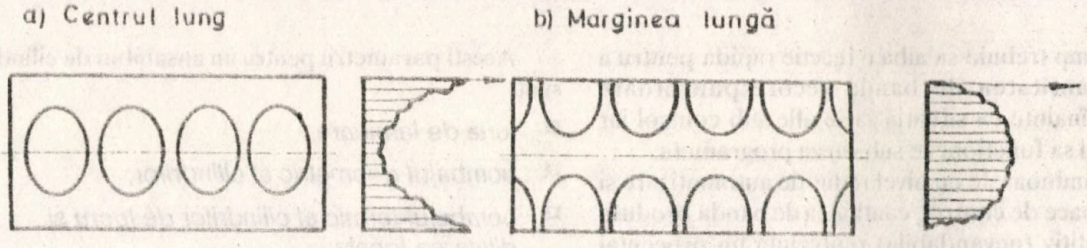


Fig. 1
Defecte tipice de planeitate
Shape typical defects

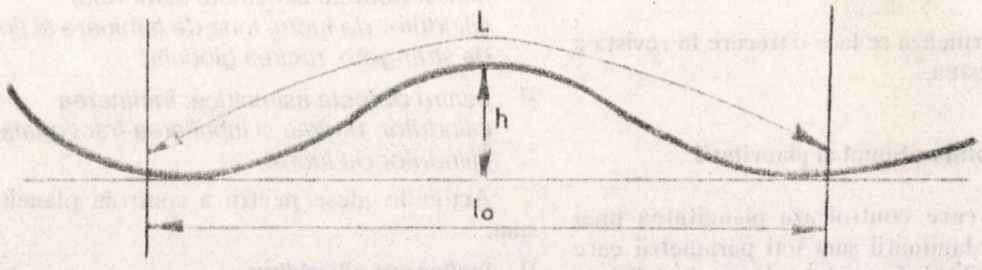


Fig. 2

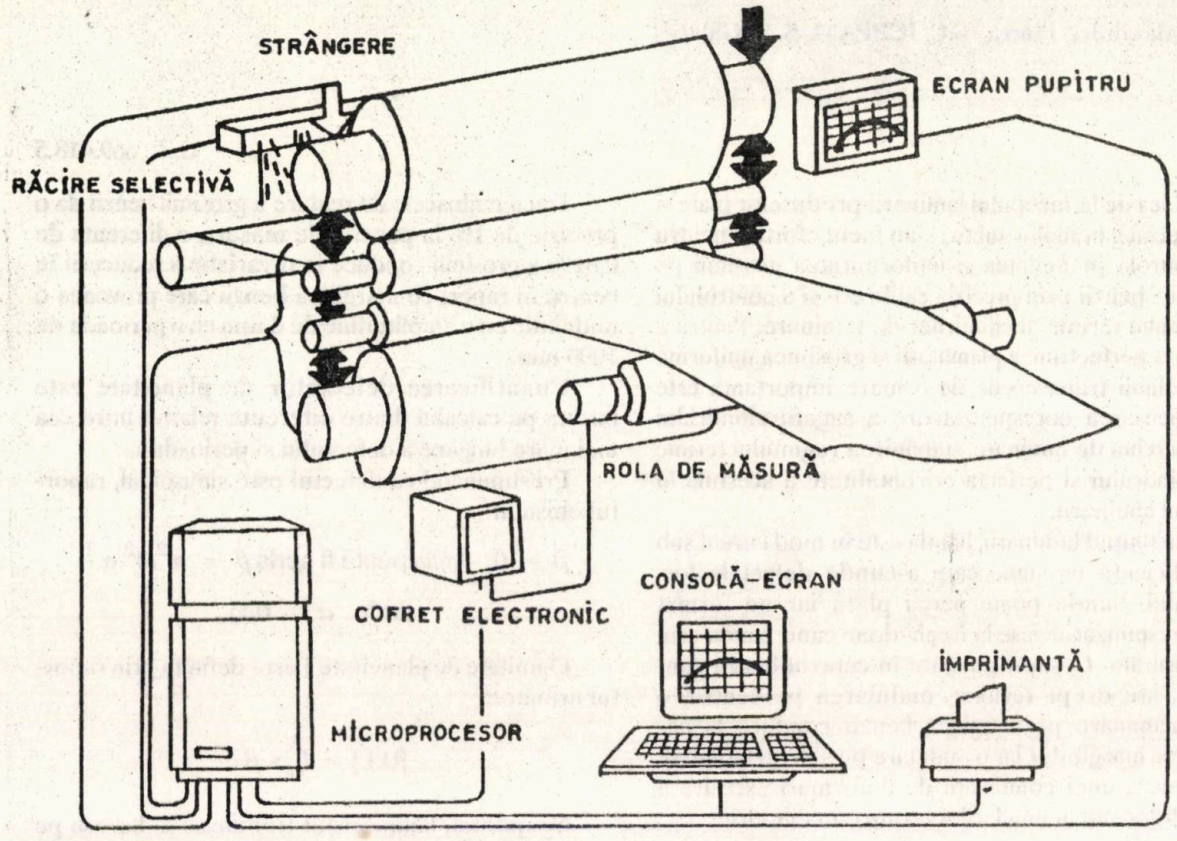


Fig. 3

acelasi timp trebuie sa aiba o reactie rapida pentru a limita cantitatea de banda necorespunzatoare produsa înainte ca situatia sa se afle sub control iar laminorul sa functioneze sub viteza programata.

La laminoarele cu nivel redus de automatizare si fara mijloace de control, cantitatea de banda produsa necompetitiv (nevandabila) reprezinta un procentaj însumat, acest procentaj putând fi mai mare sau mai mic în functie de profesionalismul operatorilor si al conducerii laminorului.

Pentru a evita toate aceste neajunsuri si a produce o banda întotdeauna vandabila, au fost create diferite sisteme de masuri, control si conducerea laminarii.

În cele ce urmeaza se face o trecere în revista a unora dintre acestea.

I. Controlul automat al planeitatii

Parametrii care controleaza planeitatea unei benzi în timpul laminarii sunt toti parametrii care controleaza distributia fortei de laminare, deci distanta între cilindrii de lucru.

Acesti parametrii pentru un ansamblu de cilindri sunt:

- *forta de laminare;*
- *bombajul geometric al cilindrilor;*
- *bombajul termic al cilindrilor de lucru si dilatarea locala;*
- *înclinarea cilindrilor;*
- *lubrifierea.*

În consecinta, actiunile care pot corija defectele de planeitate sunt:

- *pentru defecte simetrice: cambrajul cilindrilor de lucru, forta de laminare si tipul de strângere, racirea globala;*
- *pentru defecte asimetrice: înclinarea cilindrilor, racirea si lubrifierea fractionata a cilindrilor de lucru.*

Actiunile alese pentru a controla planeitatea sunt:

- *înclinarea cilindrilor;*
- *cambrajul cilindrilor de lucru;*

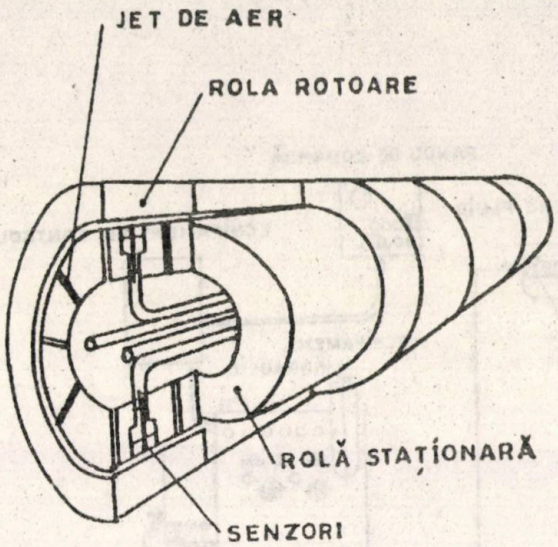


Fig. 4

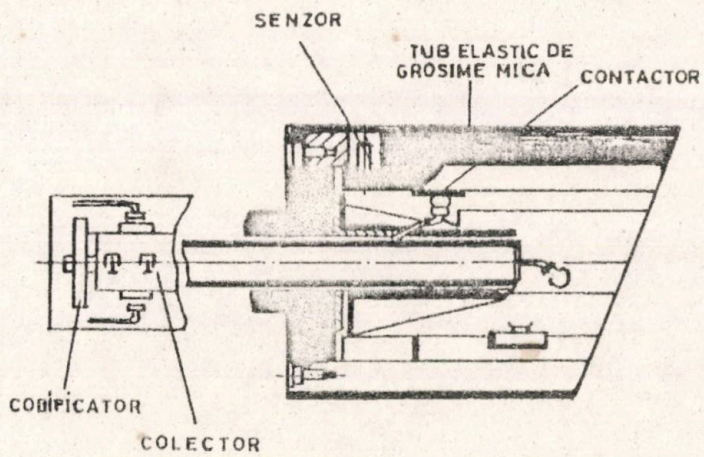


Fig. 5

- *racirea si lubrifierea fractionata a cilindrilor de lucru.*

Este dezvoltat un model bazat pe urmatoarele ipoteze:

- *exista o relatie liniara între deschiderea dintre cilindri si curba de planeitate;*
- *daca se considera ca cilindrii nu sunt bombati prin rectificare, deschiderea dintre cilindri în timpul laminarii este reprezentata prin ecuatia urmatoare:*

$$h = h_0 + Ax + Bx^2 + Cx^3 + Dx^4$$

unde - x este abscisa reducerii (0 la mijlocul benzii).

Principiul reglarii planeitatii consta în a gasi o curba de gradul patru:

$$\sigma = \sigma_0 + A'x + B'x^2 + C'x^3 + D'x^4$$

- *B' si D' sunt coeficienti utilizati pentru actionarea cambrajului cilindrilor de lucru. Daca cambrajul a atins limitele sale se poate actiona prin strângere si/sau racire globala;*
- *A' si C' sunt coeficienti utilizati pentru a actiona asupra înclinarii cilindrilor;*
- *diferentele între curba masurata si aproximatia sa sunt utilizate pentru a actiona asupra racirii zonale.*

Formulele matematice care dau corectiile sunt adaptate la fiecare laminor iar calculele de control ale planeitatii sunt efectuate de un microprocesor ajutat de o rola de masura a planeitatii montata în locul rolei deflectoare.

Schema de functionare a acestui sistem de control automat al planeitatii este redata în figura 3.

Pentru controlul planeitatii benzii se pot întâlni doua tipuri de role de masura (fig. 4 si fig. 5).

II. Sistemul de control al convexitatii cilindrilor prin reglare hidraulica

Sistemul VC ROLL consta dintr-un cilindru de laminare special proiectat, o pompa hidraulica cu viteza mare si echipamentul de control. Cilindrul VC este un tip de cilindru cu manson, cu camera de ulei între arbore si mansonul care este frecat pe arbore. Mansonul este dilatat de un fluid cu presiune mare, alimentat de pompa hidraulica cu viteza mare, îmbinata rotativ, la un grad corespunzator de compresie (fig. 6).

Gradul de dilatare, care este convexitatea cilindrilor (fig. 7) se controleaza usor si rapid pentru a asigura o planeitate uniforma a benzii, variind presiunea hidraulica manual sau automat combinând echipamentul de control cu cel de masurat planeitatea (fig. 8).

III Sistemul CVC

Presupune reglarea convexitatii cilindrilor de lucru, profilati în forma de S, prin deplasarea lor axiala. Prin decalarea axiala în contrasens, se obtine o modificare a controlului, deschiderii, având un efect de bombare a cilindrilor, unul pozitiv iar celalalt negativ, în functie de sensul de deplasare. Întrucât marimea acestui decalaj se poate alege fara trepte, bombamentul cilindrilor se obtine continuu în cazul sistemului CVC iar în functie de conditiile de laminare se poate varia.

Printr-o explicatie simplista, se poate spune ca în sistemul de control si reglare a planeitatii conform figurii se introduce si deplasarea axiala a cilindrilor

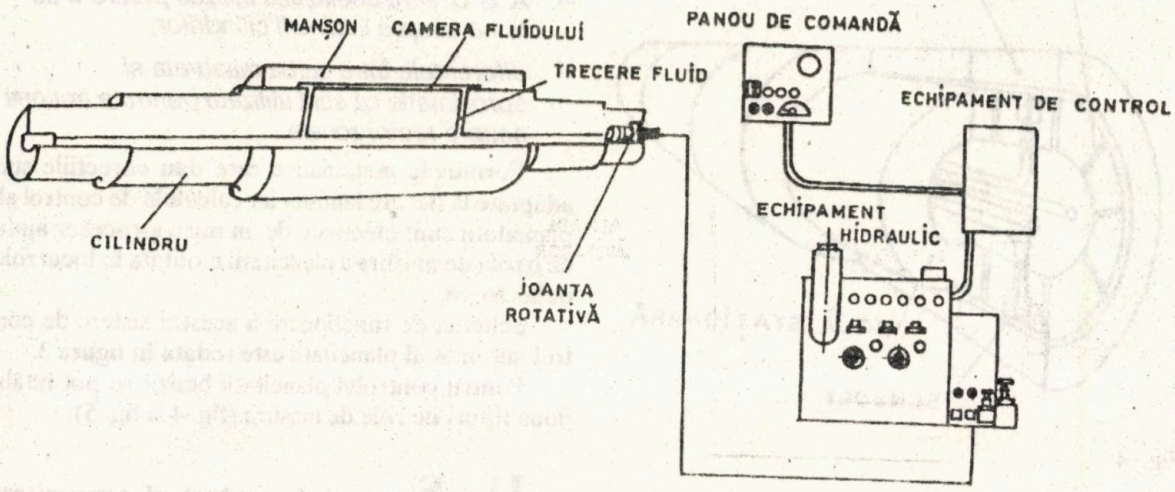

MANȘON
CAMERA FLUIDULUI
TRECERE FLUID
CILINDRU
JOANTA ROTATIVĂ
PANOU DE COMANDĂ
ECHIPAMENT DE CONTROL
ECHIPAMENT HIDRAULIC

Fig. 6

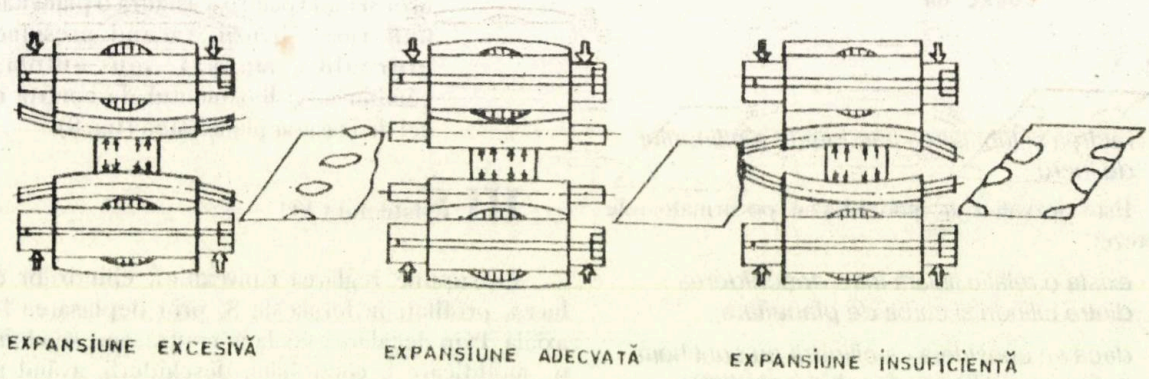

EXPANSIUNE EXCESIVĂ
EXPANSIUNE ADECVATĂ
EXPANSIUNE INSUFICIENTĂ

Fig. 7

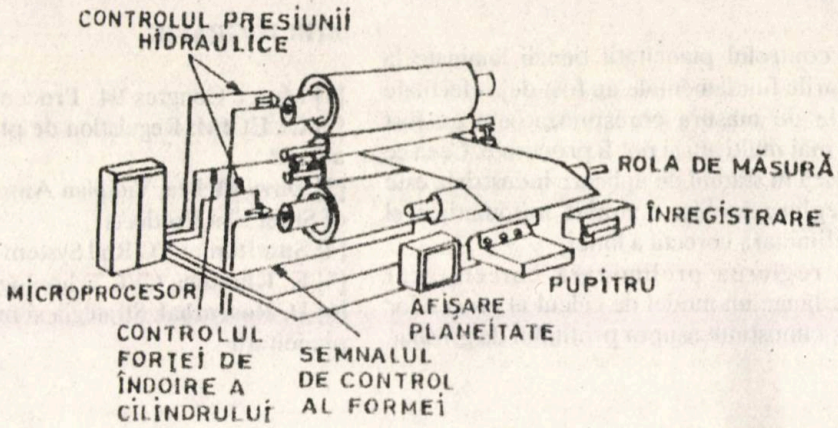

CONTROLUL PRESIUNII HIDRAULICE
ROLA DE MĂSURĂ
ÎNREGISTRARE
PUPITRU
MICROPROCESOR
AFIŞARE PLANEITATE
CONTROLUL FORŢEI DE ÎNDOIRE A CILINDRULUI
SEMNALUL DE CONTROL AL FORMEI

Fig. 8

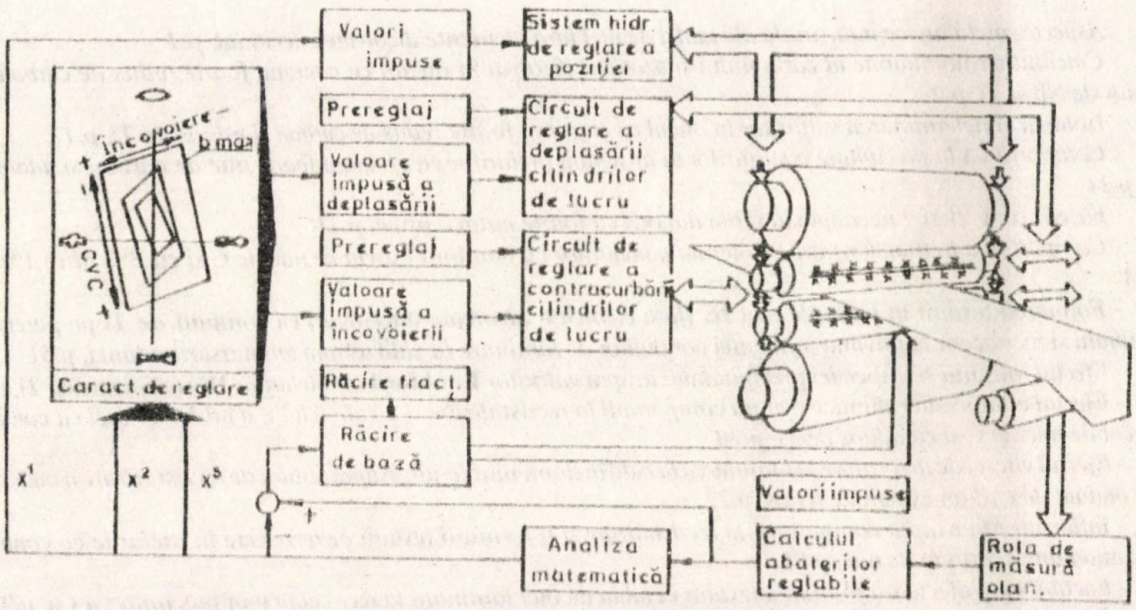

Valori impuse
Sistem hidr. de reglare a poziţiei
Prereglaj
Circuit de reglare a deplasării cilindrilor de lucru
Valoare impusă a deplasării
Prereglaj
Circuit de reglare a contracurbării cilindrilor de lucru
Valoare impusă a încovoierii
Caract. de reglare
Răcire tract.
Răcire de bază
Valori impuse
Analiza matematică
Calculul abaterilor reglabile
Rola de măsură plan.

Fig. 9

de lucru cu influentarea în acest mod a bombamentului cilindrilor (fig. 9).

Concluzii

Pentru controlul planeitatii benzii laminate la rece, cercetarile fundamentale au fost deja efectuate iar aparatele de masura corespunzatoare au fost realizate de mai multi ani si pot fi procurate. Ceea ce nu a intrat înca în stadiul de aplicare industriala este ciclul de reglare închis, complet automatizat si reglarea preliminara corecta a liniei.

Pentru reglarea preliminara corecta sunt necesare, pe lânga un model de calcul al proceselor de laminare, cunostinte asupra profilului de grosime a benzii laminate la cald. Aceste valori sunt masurate de regula la laminorul de banda la cald, însa cuprinderea lor la reglarea preliminara a liniei de laminare la rece reprezinta înca o problema.

BIBLIOGRAFIE

[1] Metee Congres '94 - Proceedings vol. 2
[2] CLECIM: Regulation de planeite pour laminoirs a froid
[3] **Davy Mckee:** Vidiplan Automatic Shape Control of Steel Flat Products
[4] **Sumitomo:** VC Roll System
[5] **K. Klamma:** CVC Tehnologie
[6] **D. Rosenthal:** Strategia si modelarea profilului si planeitatii

REVISTA REVISTELOR

ISIJ International, *Japonia, 1994, nr.1*

- Aspecte metalurgice industriale ale tablei de otel fara elemente dizolvate interstitial, p.1
- Calculul termodinamic al carbonului si azotului dizolvat în oteluri cu continut foarte redus de carbon, cu adaos de Nb si Ti, p.2
- Izolarea si determinarea sulfurilor în otelul cu continut foarte redus de carbon si adaos de Ti, p.17
- Comportarea la precipitare a sulfurilor în austenita otelurilor cu continut foarte mic de carbon si adaos de Ti, p.24
- Fazele $\alpha + \beta$ si γ necoapte în tabla din otel cu foarte putin carbon, p.33
- Comportarea la transformarea izoterma a otelurilor cu continut extrem de mic de C si cu 3% Mn - 1% Cr, p.43
- Formarea texturii în tabla de otel IE (fara elemente dizolvate interstitial) cu continut de Ti pe parcursul laminarii si recoacerii în privinta influentei conditiilor de laminare la cald asupra ambutisarii adânci, p.51
- Efectul marimii si dispersiei precipitatului asupra valorilor **Lankford** *ale otelurilor* **IE** *stabilizate cu Ti, p.61*
- Efectul compozitiei chimice asupra comportarii la recristalizare si a valorii lui r a tablei de otel cu continut extrem de mic de C si cu adaos de Ti, p.70
- Efectul vitezei de deformare la laminarea la cald în domeniul feritic asupra texturii de recristalizare a otelurilor cu continut de carbon extrem de redus, p.77
- Influenta Mn asupra comportarii la recristalizare si a formarii texturii de recoacere în otelurile cu continut de carbon mic si extrem de mic, p.85
- Factorii care afecteaza formarea texturii în tabla de otel laminata la rece calita prin precipitarea Cu, p.92
- Efectul bonului asupra rezistentei la fragilizare la deformarea secundara a tablei de otel laminat la rece cu continut de C extrem de mic, p.99
- Efectul conditiilor de productie asupra proprietatilor mecanice ale tablei de otel cu continut de C extrem de mic pentru tabla neagra laminata cositorita (TMBP), p.108
- Efectul carburarii dupa recristalizare asupra plasticitatii si calibilitatii prin vopsire a tablei din otel laminat, cu continut de C foarte mic cu adaos de Ti, p.115
- Efectul Si asupra proprietatilor mecanice ale tablei din otel cu continut mic de C si de adaos de Ti, continuturi diferite de Mn si P, bobinata la 500^{0}C dupa laminarea la cald, p.123

STUDIUL STRATULUI SUPERFICIAL OBTINUT ÎN URMA RECTIFICARII CILINDRILOR PENTRU LAMINAREA LA RECE

Dr. ing. Viorel Munteanu, ing. Dragos Axinte - S.C. ICPPAM S.A. Galati;
dr. ing. Alexandru Epureanu, profesor universitar - Universitatea "Dunarea de Jos" Galati;
dr. ing. Florea Strugari - C.S. "SIDEX" Galati

C. Z.: 621.771.07

În timpul procesului de laminare la rece tablia cilindrilor de laminor se deterioreaza prin aparitia unor defecte specifice: ciupituri, exfolieri ale stratului superficial sau modificarea macrogeometrici cauzate de fenomenul de uzura. In scopul îndepartarii defectelor de suprafata si a restabilirii parametrilor de macro- si microprofil, tablia cilindrilor de laminor este rectificata periodic.

Datorita temperaturii ridicate, ce se stabileste în arcul de contact dintre discul abraziv si piesa (aproximativ 1100^0C), apare pe suprafata rectificata un strat influentat termic care prezinta proprietati distincte fata de cele ale materialului.

Analiza comportamentului în exploatare a cilindrilor pentru laminarea la rece a condus la concluzia ca durabilitatea acestora depinde de proprietatile stratului superficial rezultat în urma rectificarii.

Din experimentarile efectuate a rezultat faptul ca durabilitatea cilindrilor de laminor este mai ridicata când stratul superficial afectat termic are grosimea mai mica.

Lucrarea a aparut din necesitatea cresterii durabilitatii cilindrilor pentru laminarea la rece precum si pentru îmbunatatirea calitatii produselor laminate. Studiul stratului superficial s-a efectuat pe probe din otelul 38VMoCr19, ce reprezinta marca otelului din care sunt confectionati cilindrii de lucru pentru laminarea la rece din C.S. "SIDEX" S.A. Galati. Probele au fost calite superficial si prelucrate prin rectificare cu parametri de aschiere corelati cu dimensiunile lor (ϕ 50 x 50).

Studiul termodinamic al procesului de rectificare

Pentru a întelege fenomenele ce se petrec în stratul superficial afectat termic trebuie explicat modul de propagare a caldurii rezultate în timpul procesului de detasare a aschiilor.

In figura 1 este prezentata schema procesului de rectificare în care: t = adâncimea de aschiere; Vp = viteza periferica a piesei; Vs = viteza periferica a discului abraziv; S_L = avansul longitudinal al discului la o rotatie a piesei.

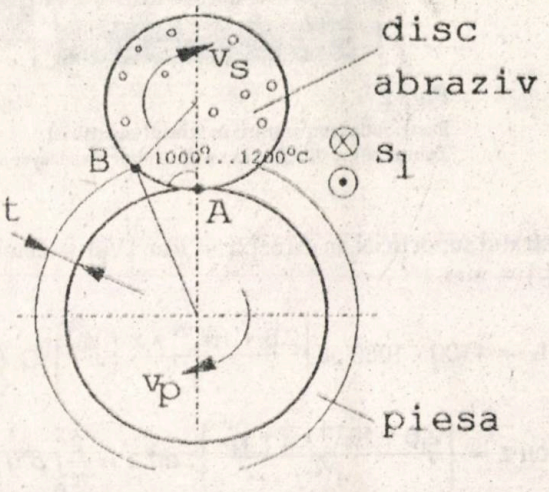


Fig. 1
Schema procesului de rectificare
Grinding process chart

Referitor la aceasta figura s-a considerat faptul ca în arcul de contact dintre discul abraziv si piesa (AB) exista temperatura constanta de 1100^0C indiferent de parametrii regimului de aschiere. Aceasta ipoteza se verifica pentru cazul rectificarii cilindrilor de laminor când parametrii de aschiere nu variaza în intervale largi.

Pornind de la ipoteza mentionata s-a efectuat simularea procesului de transfer termic al caldurii degajate în procesul detasarii aschiilor în conditiile transferului în regim tranzitoriu. In figura 2 se prezinta un exemplu al distributiei temperaturii pe adâncimea stratului superficial pentru rectificarea de finisare (V_p = 49 m/min; S_L = 20 mm/rot.piesa; t = 0,05 mm), obtinuta cu ajutorul programului de calcul cu element finit ALGOR.

Rezultatele obtinute pe cale numerica sunt în concordanta cu formula (1) (obtinuta teoretic) care exprima valoarea temperaturii t_x la adâncimea x în

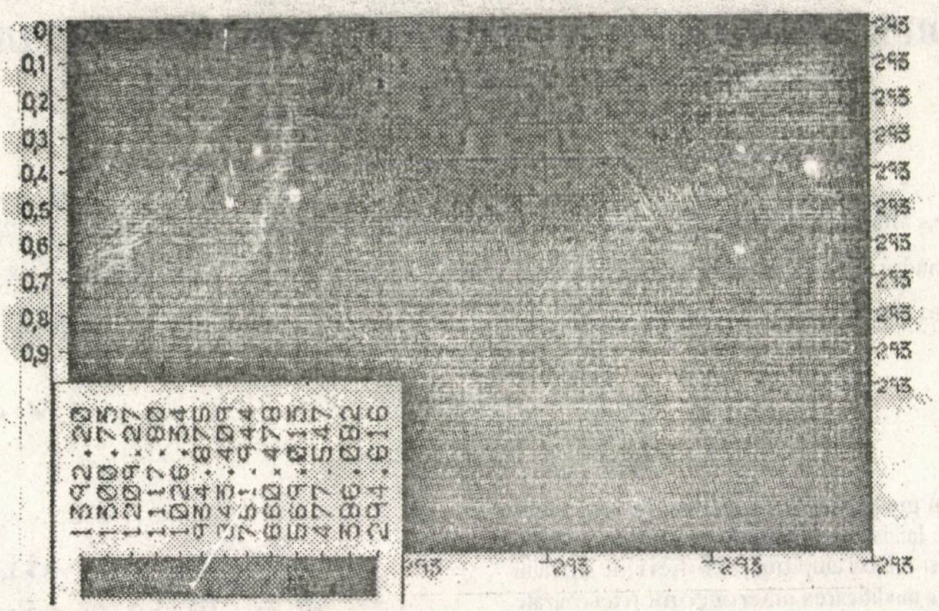


Fig. 2
Distributia temperaturii în stratul superficial
Temperature distribution within superficial layer depth

stratul superficial, în care: [x] = μm; [V_p] = m/min.; [t] = mm.

$$t_x = 1100 - 1080 \operatorname{erf}\left(\frac{2{,}6 \cdot 10^{-4} \cdot x \cdot V_p^{1/2}}{t^{1/4}}\right)^0C \quad (1)$$

$$\text{cu } z = \left(\frac{2{,}6 \cdot 10^{-4} \cdot x \cdot V_p^{1/2}}{t^{1/4}}\right); \operatorname{erf} z = \frac{2}{\pi}\int_0^z \beta^2 d\beta;$$

functia de eroare complementara.

Verificându-se justetea modelarii numerice a procesului de transfer tranzitoriu a caldurii s-a ales ca marime caracteristica a câmpului termic densitatea fluxului termic integral (Q_p).

Aceasta marime reprezinta cantitatea de caldura ce trece prin unitatea de suprafata a piesei pentru a carei expresie de calcul este prezentata în formula (2).

$$\tilde{Q}_P = \frac{0{,}7 \cdot 10^6 \cdot dp^{0,75}}{B^{0,75}} \cdot \frac{S_L^{0,7} \cdot t^{0,7}}{V_P^{0,3}}, \text{ J/m}^2 \quad (2)$$

cu: dp - diametrul cilindrului ce urmeaza a fi rectificat, mm;
B - latimea discului de rectificare, mm.

Relatia (2) permite aflarea influentei parametrilor regimului de rectificare asupra fenomenelor termice ce au loc în stratul superficial.

Astfel, cresterea adâncimii de aschiere si a avansului longitudinal duce la cresterea densitatii fluxului termic integral si, deci, la intensificarea proceselor de transformare structurala.

Influenta vitezei periferice a piesei este opusa în sensul ca la cresterea valorii ei are loc scaderea lui Q_p ceea ce se explica prin faptul ca discul abraziv stationeaza un timp mai scurt în microzona de aschiere.

Trebuie mentionat faptul ca rezultatele experimentale sunt în concordanta cu influentele desprinse din relatia (2).

Analiza stratului superficial

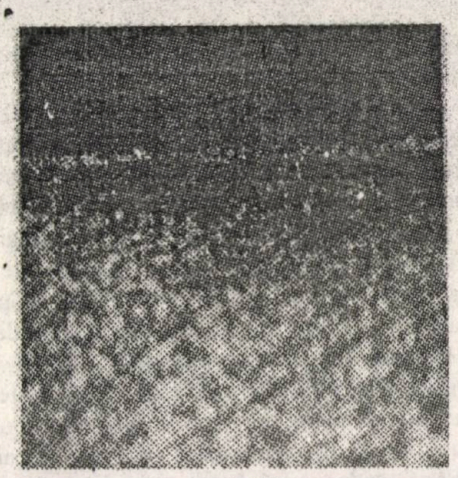
Datorita dimensiunilor mari ale cilindrilor de laminor, analiza stratului superficial s-a realizat pe probe cu diametru de 50 mm.

Dupa aplicarea tratamentului termic corespunzator acestea au fost supuse rectificarii cu regimuri de aschiere echivalente celor aplicate cilindrilor de laminor.

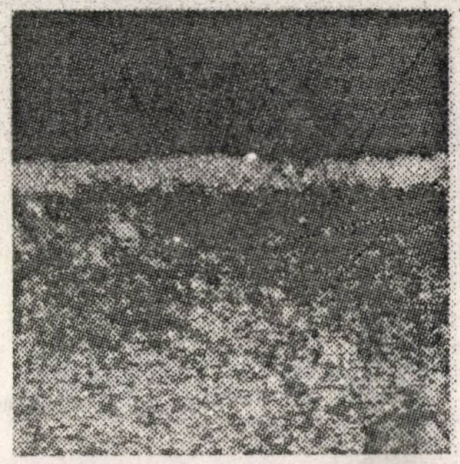
Timpul de actiune al câmpului termic asupra unui punct de pe piesa (aproximativ 10^{-3} s)) este mult mai mic decât perioada de rotatie a piesei (mediu 10^{-1} s). Din aceasta cauza se poate afirma faptul ca în stratul superficial nu exista acumulari de caldura datorita contactului repetat al unei zone cu discul abraziv.

În figurile 3, 4 sunt prezentate microstructurile stratului superficial obtinut în urma variatiei parametrilor regimului de rectificare. Comun acestor microstructuri este aparitia stratului alb si a zonei influentate termic supusa proceselor de revenire.

În decursul experimentarilor s-a constatat faptul ca stratul alb variaza ca grosime si continuitate în functie de regimul de rectificare. Acest strat este rezultatul celei de-a doua caliri la temperaturi apropiate de 1100^0C cu viteze de încalzire si racire ridicate. Investigatiile efectuate au relevat faptul ca stratul alb are o structura austenito-martensitica cu austenita ecruisata în proportie de 6 - 65%.



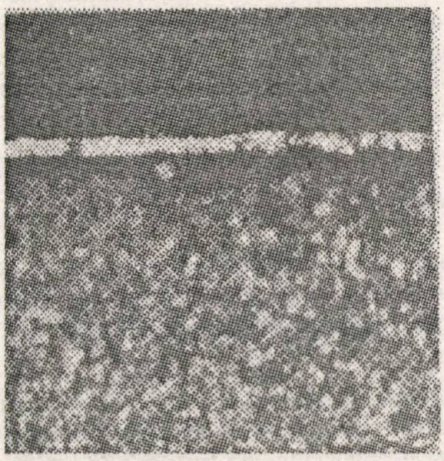
a) t = 0,005 mm



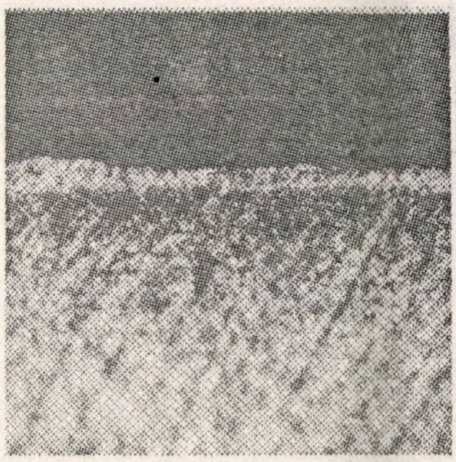
b) t = 0,02 mm

Fig. 3

Stratul superficial - variatia adâncimii de aschiere (x400)
Superficial Layer Values at Grinding Depth Variation



a) Vp = 79 m/min



b) Vp = 63 m/ min

Fig. 4

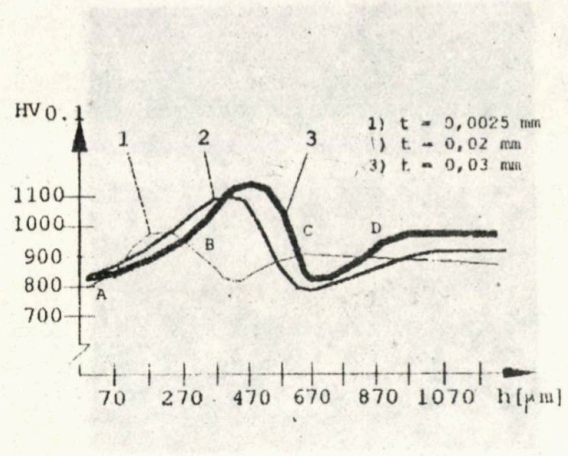
Stratul superficial - variatia adâncimii vitezei periferice a piesei (x400)
Superficial Layer Values at Part Peripheral Steed v_p

În scopul evidentierii influentei câmpului termic asupra proprietatilor stratului superficial s-au efectuat masuratori ale microduritatii $HV_{0,1}$ pe adâncimea stratului. Variatiile microduritatii în functie de parametrii regimului de rectificare sunt prezentate în figura 5.

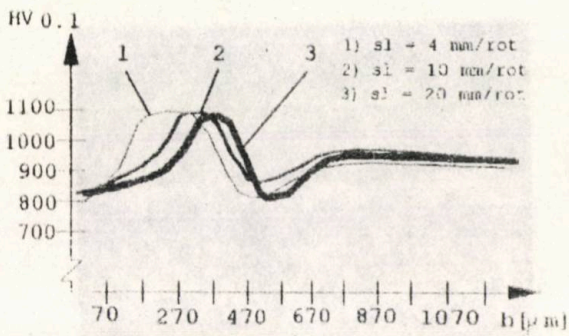
Analiza metalografica (la mariri crescute) si interpretarea diagramelor de duritate a dus la concluziile urmatoare:

- *scaderea microduritatii, zona AB, sub stratul alb se explica prin dizolvarea carburilor fin dispersate în martensita când temperatura atinge punctul critic si în austenita când se depaseste acest punct. In aceasta zona austenita nu mai este ecruisata ca în stratul alb;*
- *cresterea microduritatii, zona BC, se datoreaza transformarii austenitei reziduale în martensita de revenire;*
- *scaderea microduritatii, portiune a CD, se datoreaza transformarii la temperaturi joase, a martensitei de calire în martensita de revenire;*
- *ultima portiune este caracteristica materialului de baza neafectat termic.*

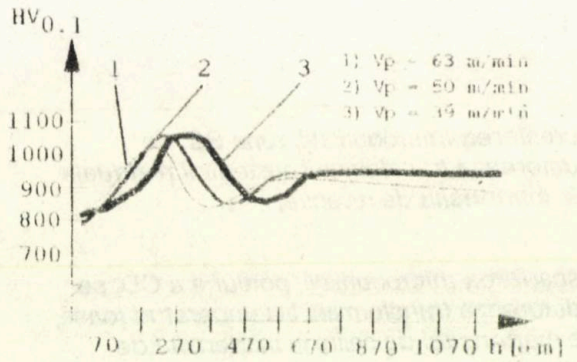
Se constata ca transformarile mentionate se desfasoara la adâncimi ale stratului la care temperaturile sunt corespunzatoare celor estimate fie prin relatia (1) fie cu ajutorul programului de calcul ALGOR. In acest fel s-a verificat corectitudinea modelarii



a)



b)



c

Fig. 5

Variatia microduritatii pe grosimea stratului superficial in functie de: a - adâncimea de aschiere "t"; b - avansul longitudinal "sl"; c - viteza periferica a piesei "v_p".

Microhardness variation HV on within superficial layer depth function of: a - gringing depth "t"; b - longitudinal pitch "sl"; c - part peripheral speed "V_p"

matematice a transferului caldurii în cazul procesului de rectificare.

În scopul investigatiei cât mai complete a proceselor ce au loc în stratul superficial s-au efectuat investigatii prin metoda difractiei radiatiilor X. Investigatiile au avut drept scop evidentierea modului de variatie a tensiunilor de ordinul III si a gradului de tetragonalitate al martensitei c/a. Gradul de tetragonalitate este exprimat prin factorul de proportionalitate $K_1 \sim c/a$ iar nivelul tensiunilor de ordinul III prin factorul de proportionalitate $K_2 \sim \sigma$ III.

Figurile 6 si 7 prezinta o parte a rezultatelor obtinute prin difractia razelor X în care se poate remarca faptul ca datorita transformarii, la revenire, martensitei îi scade gradul de tetragonalitate si creste nivelul tensiunilor de ordinul III.

Aceste diagrame confirma în acelasi timp dependentele dintre parametrii regimului de rectificare si variatia densitatii fluxului termic integral, în sensul ca la intensificarea procesului de rectificare martensita se transforma pe o adâncime mai mare în produsi de revenire implicând astfel variatii importante ale tensiunilor de ordinul III pe adâncimea stratului superficial.

Concluzii

În urma analizei rezultatelor rezulta ca exista urmatoarele dependente între parametrii regimului de aschiere si proprietatile stratului superficial.

- *Cresterea valorilor adâncimii de aschiere t si a avansului longitudinal S_L duce la cresterea valorii densitatii fluxului termic integral, la extinderea stratului superficial afectat termic, la cresterea amplitudinii variatiei microduritatii si la cresterea nivelului tensiunilor de ordinul III.*

- *Cresterea vitezei periferice a piesei V_p duce la scaderea valorii densitatii fluxului termic integral având influenta inversa asupra proprietatilor stratului superficial, fata de influenta parametrilor t si S_L.*

- *Viteza periferica a discului abraziv V_D nu influenteaza în mod hotarâtor deslasurarea fenomenelor termice datorita faptului ca temperatura în arcul de contact variaza cu maximum 5% când are loc variatia acesteia.*

Având seama de faptul ca durabilitatea maxima a stratului superficial este atunci când densitatea fluxului termic integral are valoare mai mica, rezultatele obtinute au fost folosite pentru optimizarea procesului de rectificare a cilindrilor de laminor.

Optimizarea are loc în doua etape importante:

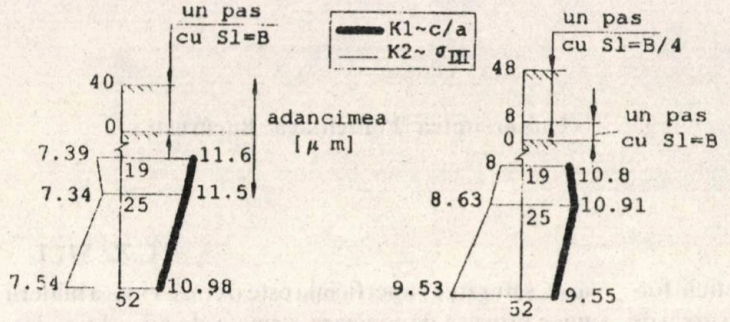


Fig. 6

Variatia lui K_1 si K_2 în functie de avansul longitudinal si de adâncimea de investigare
K_1 & K_2 variation function of longitudinal pitch si and the investigation depth

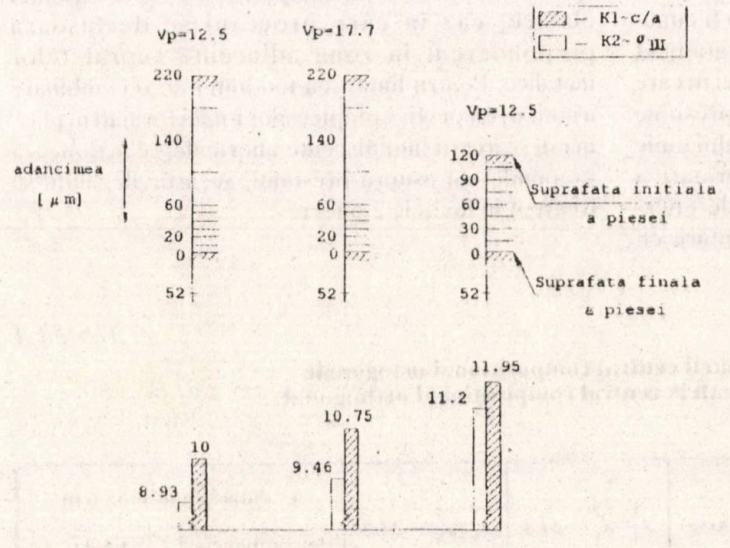


Fig. 7

Variatia lui K_1 si K_2 la adâncimea de 52 μm în functie de viteza periferica a piesei v_p (fig. 7 a, b) si de adâncimea de aschiere t (fig. 7 c, d, e, f)
K_1 & K_2 variation at 52 μm depth function of part peripheral speed v_p (fig. 8 a,b) and grinding depth t (fig. 8 c, d, e, f)

- *Etapa I de degrosare în decursul careia se urmareste îndepartarea defectelor de pe tablia cilindrilor. Functia optimizata este productivitatea procesului de rectificare iar restrictia o reprezinta limitarea valorii densitatii fluxului termic integral de valoare critica, pentru care pe suprafata rectificata apar pete de arsura de duritate scazuta.*

- *Etapa II de finisare în decursul careia se urmareste impunerea proprietatilor dorite prin alegerea convenabila a parametrilor de rectificare cu restrictia ca productivitatea procesului sa nu fie mai mare decât o valoare limita admisa.*

BIBLIOGRAFIE

[1] **A. Adamovski, S. Klimenko:** *Sostoianie povernostovo sloia bistrorejutei stali poste abrazivnoi obrabotki - Poroscovaia Metalurgia,* Rusia, 9/1990

[2] **I. Vosnikov:** *Instrumentalnie stali* - Slifovania stali - Moscova, U.R.S.S. 1983

[3] **D. Axinte, A. Epureanu, V. Munteanu:** *Structural change of the roll body superficial layer as a result of a grinding* - Tehnica Italiana revista di ingeneria, 2/1994, Italia

[4] **D. Axinte, A. Epureanu:** *The effect of grinding cutting condition on structural change of role superficial layer - The Eighth International Conference on Surface Modification Technologier 1994,* Nice, France

[5] **D. Axinte, V. Munteanu, A. Epureanu:** *Theoretical concept of an adaptive controlled roll grinding machine* - The 4th European Conference on Advanced Material and Processes EUROMAT 1995, Padue/Venice, Italia

STUDIUL EFECTULUI PRESIUNII ASUPRA CINETICII FORMARII STRATULUI IONITRAT

Dr. ing. Mihai Cojocaru, conferentiar
ing. Dan Dragulin, sef de lucrari - Universitatea "Politehnica" Bucuresti
ing. Eugen Dragusin, sef de lucrari

C.Z.: 541.1

Presiunea ca factor de influenta a cineticii formarii straturilor nitrurate, indiferent de tipul sursei de încalzire - clasica sau prin bombardament ionic determina la variatia sa modificari notabile ale cineticii formarii stratului. Aceste modificari se amplifica în mod deosebit daca variatiei presiunii în spatiul de lucru i se asociaza o variatie a temperaturii. Cunoasterea efectului presiunii asupra cineticii formarii stratului prezinta o importanta deosebita în cazul variatiei ionice a nitrurarii, varianta clasica operând în general cu presiuni apropiate sau putin peste cele atmosferice. Conform legilor generale ale difuziei, dimensiunea stratului cementat variaza exponential cu temperatura la care are loc saturarea. Efectul presiunii asupra cineticii s-a impus a fi cuantificat o data cu introducerea variantelor de tratament termochimic în plasma iar întelegerea modului în care variaza cinetica formarii stratului functie de presiune s-a facut o data cu fundamentarea mecanismului ionic al adsorbtiei. Conform acestui concept, ca urmare a reactiilor la interfata, indiferent de conditiile energetice de desfasurare a procesului de cementare cu azot, saturarea superficiala este o consecinta a initierii unor procese de ionizare, urmate de adsorbtie, descompunere si descarcare a ionului în stare adsorbita. În cazul nitrurarii "clasice" ionii formati sunt preponderent negativi (energia necesara initierii unui proces de emisie electronica a suprafetei metalice în vederea asigurarii necesarului de electroni pentru desfasurarea reactiei $NH_3 + e = NH_3$, este în cazul matricelor de fier aproximativ 3ev, posibil de atins în domeniul temperaturilor în care se desfasoara uzual nitrurarea), iar în cazul nitrurarii ionice - în plasma - preponderent pozitivi. In acest din urma caz, procesul de ionizare afecteaza un volum infinit mai mare în spatiul interelectrodic, comparativ cu cazul variantei clasice, caz în care procesul se desfasoara preponderent în zona adiacenta suprafetelor metalice. Pentru limitarea tendintei de recombinare a ionilor, respectiv complecsilor ionici formati în plasma descarcarii luminiscente anormale, se actioneaza preponderent asupra presiunii, aceasta alegându-se frecvent în limitele 2-6 torr.

Tabelul 1

Matricea programarii central compozitional ortogonale
The programming matrix central compositional orthogonal

Nr. exp.	x_0	Temperatura, ^0C x_1	Presiunea, torr x_2	x_1x_2	$x_1^1 = x_1^2 - 2/3$	$x_2^1 = x_2^2 - 2/3$	y - dimensiune strat, μm	
							de combinatie y_1	totala y_2
1	+1	-1	-1	+1	+1/3	+1/3	1,9	165
2	+1	-1	+1	-1	+1/3	+1/3	1,5	170
3	+1	+1	+1	+1	+1/3	+1/3	1,8	420
4	+1	+1	-1	-1	+1/3	+1/3	6,0	350
5	+1	$+\alpha$	0	0	+1/3	-2/3	13,5	534
6	+1	$-\alpha$	0	0	+1/3	-2/3	2,4	196
7	+1	0	$+\alpha$	0	-2/3	+1/3	6,6	275
8	+1	0	$-\alpha$	0	-2/3	+1/3	3,7	240
9	+1	0	0	0	-2/3	-2/3	7,5	345

Obs. $\alpha = 1000$ pentru k = 2 (numarul factorilor)

Scopul prezentei lucrari îl reprezinta studiul efectului presiunii în corelatie cu efectul temperaturii la care se deruleaza procesul, asupra cineticii formarii stratului ionitrat. Calitativ, efectul presiunii asupra cineticii formarii stratului ionitrat este cunoscut, dar cuantificarea efectului sau la o anumita temperatura reprezinta un deziderat major în practica tratamentului termochimic de nitrurare ionica. Pentru evidentierea mai rapida a structurii si morfologiei stratului ionitrat, obtinut în diferite conditii de desfasurare a procesului, s-a ales drept suport al cementarii, fierul tehnic pur - Fe ARMCO, experimentarile având loc într-o instalatie de tip industrial cu dimensiunile retortei = 400 mm, h = 1700 mm si puterea instalata 15 kW. Presiunea a fost variata într-un interval larg de valori 1,0 - 9,0 torr, interval cuprinzând si valorile la care se face apel frecvent în practica nitrurarii ionice (2,0 - 6,0 torr) iar temperatura în intervalul 520 - 650^{0}C - sub si peste temperatura de transformare eutectoida în sistemul Fe - N.

Pentru obtinerea unor informatii cât mai complete asupra influentei factorilor luati în analiza a fost utilizata în cercetare metoda de planificare a experimentului. Datorita influentelor complexe manifestate de factorii luati în analiza, s-a adoptat din start metoda de programare central compozitional ortogonala (tab. 1). Ratiunea care a stat la baza alegerii - atât temperatura cât si presiunea luate separat prezinta o influenta neliniara asupra cineticii formarii stratului.

In tabel, x_1 si x_2 sunt valorile codificate ale parametrilor luati în analiza:

x_1 - temperatura, ^{0}C; t_{ment} = ct = 1,0 ora

x_2 - presiunea, torr

Legatura între valoarea codificata (xi) si cea naturala a parametrului (Xi) se face prin intermediul relatiei $x_i = \frac{X_i - X_{i0}}{\Delta X_i}$

unde X_{i0} - nivelul de baza ales pentru parametrul independent în discutie (558^{0}C; 5 torr)

ΔX_i - interval de variatie al parametrului independent (65^{0}C; 4 torr).

Algoritmul de rezolvare al matricei programarii compozitional central ortogonale presupune parcurgerea obligatorie a mai multor etape:

- *calculul si verificarea statistica a coeficientilor;*
- *verificarea concordantei modelului.*

Ecuatiile de regresie obtinute exprima cu maxima probabilitate corelatiile dintre parametrii independenti si respectiv dependenti luati în analiza. Forma particulara a acestora este:

a. pentru zona de combinatie ($\varepsilon + \gamma'$; $\pm(\alpha+\gamma')$)

$$y = 8,72 - 1,41x_1^2 - 4,21x_2^2 + 2,58x_1 \quad (1)$$

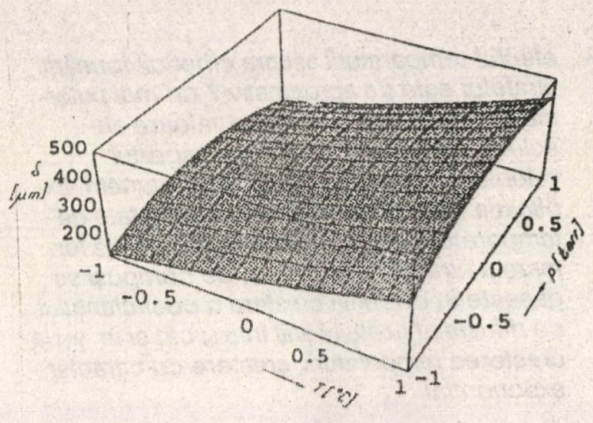


Fig. 1

Suprafata de raspuns a functiei: $\tilde{y} = 345,5 + 19,16x_1^2 - 88,33x_2^2 + 128,8x_1 + 18,3x_2 + 16,25x_1x_2$

The respond surface of the function:

$\tilde{y} = 345,5 + 19,16x_1^2 - 88,33x_2^2 + 128,8x_1 + 18,3x_2 + 16,25x_1x_2$

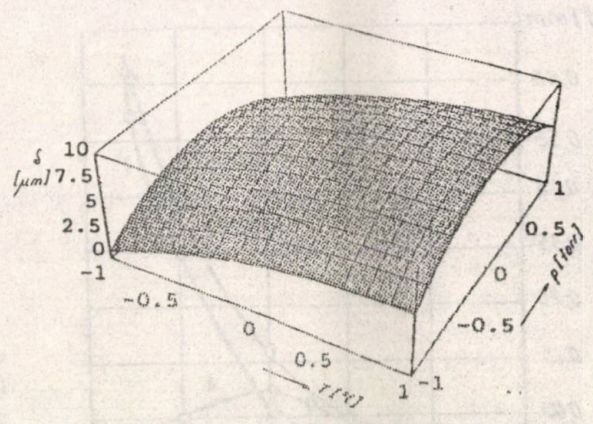


Fig. 2

Suprafata de raspuns a functiei: $\tilde{y} = 8,72 - 1,41x_1^2 - 4,21x_2^2 + 2,58x_1$

The respond surface of the function:

$\tilde{y} = 8,72 - 1,41x_1^2 - 4,21x_2^2 + 2,58x_1$

b. pentru dimensiunea totala de strat

$$y = 345,5 + 19,16x_1^2 - 88,33x_2^2 + 128,8x_1 + 18,3x_2 + 16,25x_1x_2 \quad (2)$$

Concluziile care se desprind din analiza formelor particulare ale ecuatiilor de regresie, evidentiate sugestiv si prin suprafetele de raspuns (fig. 1-2) sunt:

- *temperatura ca si presiunea (în anumite domenii de valori) influenteaza puternic*

cinetica formarii stratului ionitrat în special dimensiunea totala a acestuia;

¤ *efectul temperaturii asupra cineticii formarii stratului este de aproximativ 7 ori mai puternic decât cel al presiunii (în valoare absoluta), fenomen certificat de raportul valorilor coeficientilor acestor parametri. Explicatia puternicei influente manifestate de temperatura asupra cineticii globale de formare a stratului sau a zonei de compusi se gaseste în evidenta crestere a coeficientului de difuzie al azotului atât în α_N cât si în γ_N la cresterea temperaturii, crestere cu caracter exponential.*

$$D_N^{\alpha} = 4{,}67 \cdot 10^{-4} \exp\left[-\frac{17950}{RT}\right];$$

$$D_N^{\gamma} = 3{,}35 \cdot 10^{-3} \exp\left[-\frac{34660}{RT}\right]; \quad (3)$$

$$D_N^{\varepsilon} = 0{,}277 \cdot \exp\left[-\frac{35250}{RT}\right];$$

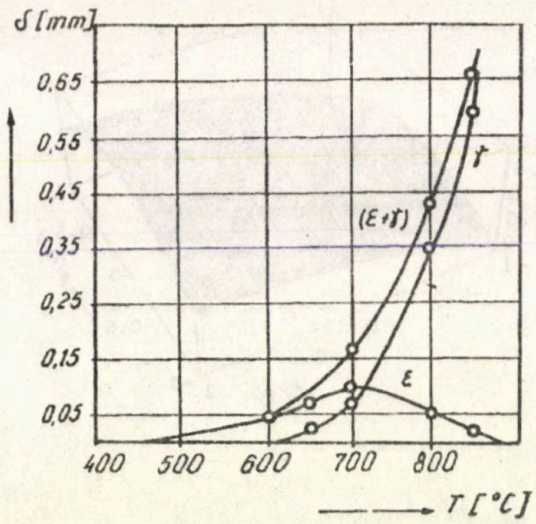


Fig. 3

Variatia cu temperatura a dimensiunii fazelor stratului nitrurat rezultat în cazul fierului tehnic pur

The variation function of temperature of the nitrided layer phases dimensions resulted in the pure iron case

La cresterea temperaturii pâna la 650 - 700^{0}C, dimensiunea fazei ε înregistreaza o evolutie mai rapida decât cea corespunzatoare fazelor α sau γ (fig. 3). Aceasta comportare este determinata de faptul ca, pâna la 650 - 700^{0}C, viteza difuziei în faza ε este mai ridicata decât în substratul format din faza α sau γ, fapt determinat de scaderea concentratiei azotului la limita de separare a fazelor. In consecinta, în acest interval de temperaturi se înregistreaza o crestere a gradientului concentratiei azotului în limitele de stabilitate ale fazei ε.

¤ *presiunea actioneaza asupra proceselor la interfata - emisie electronica, adsorbtie/desorbtie, marimea drumului liber mijlociu al ionilor. Scaderea presiunii asigura cresterea duratei de viata a ionilor (complecsilor ionici) formati în spatiul interelectrodic si, deci, o crestere a probabilitatii ca acestia sa atinga tinta - suprafata catodului, reprezentând piesa. Totusi, se constata ca de la o anumita valoare a presiunii (cu atât mai coborâta cu cât temperatura procesului este mai joasa), valoare la care cinetica înregistreaza un maxim, efectul acesteia devine contrar celui manifestat anterior implicând o diminuare a cineticii formarii stratului. Explicatia este legata de diminuarea considerabila a concentratiei ionilor în spatiul interelectrodic, deci a potentialului de azot al mediului, si prin aceasta a gradientului de concentratie la interfata mediu- suprafata metalica. De asemenea, la scaderea presiunii sub 1 mmHg, datorita valorii scazute a energiei ionilor, temperatura catodului nu mai poate fi ridicata la valoarea de regim. Pentru a preciza modul de influenta al presiunii asupra cineticii formarii stratului, modelarea s-a extins în analiza regimurilor izoterme - 520 - 650^{0}C. Practic, s-a realizat sectionarea suprafetelor de raspuns cu plane izoterme, comparându-se datele rezultate din aceasta operatie cu cele obtinute prin variatia discreta a presiunii la anumite temperaturi.*

În noile conditii, singura variabila luata în discutie a fost presiunea care a fost modificata cu pas mic (1 torr) în intervalul 1-9 torr (tab. 2-3). Metoda de studiu adoptata în analiza de regresie cu o singura variabila independenta a fost metoda celor mai mici patrate.

Algoritmul de rezolvare comporta determinarea formelor particulare ale ecuatiilor normale, rezolvarea acestora si determinarea solutiilor - coeficientilor ecuatiilor, verificarea statistica a acestora si a concordantei modelelor. S-au obtinut în acest fel:

A. $y = 180{,}17 + 9{,}75x - 1{,}31x^2$,

pentru T = 520^{0}C/1h

B. $y = 218{,}0 + 112{,}4x - 9{,}86x^2$,

pentru T = 650^{0}C/1h

Obs. În ecuatii parametrul independent - x - presiunea intra cu valoarea sa naturala.

Maximul acestor functii obtinut prin derivarea si anularea functiilor se gaseste la x=3,7 torr pentru 520^{0}C si respectiv 5,7 torr la 650^{0}C.

Tabelul 2

Schema de calcul a ecuatiilor normale pentru functia de regresie de gradul doi (x - presiunea, torr; y - dimensiunea totala a stratului) T_{proces} = ct = 520^{0}C; t_{ment} = 1,0 ora
The calculation scheme of the normal equations for the second degree regression function

Presiune , torr x	Dimensiune strat, μm y	x^2	x^3	x^4	xy	x^2y
1	165	1	1	1	165	165
2	220	4	8	16	440	880
3	210	9	27	81	630	1890
4	200	16	64	256	800	3200
5	190	25	125	625	950	4750
6	180	36	216	1296	1080	6480
7	177	49	343	2401	1239	8673
8	175	64	512	4096	1400	11200
9	170	81	729	6561	1530	13770
$\sum_1^9 x_i = 45$	1687	285	2025	15333	8234	51008

Tabelul 3

Schema de calcul a ecuatiilor normale pentru functia de regresie de gradul doi T_{proces} = ct = 520^{0}C; t_{ment} = 1,0 ora
The calculation scheme of the normal equations for the second degree regression function

Presiune , torr x	Dimensiune strat, μm y	x^2	x^3	x^4	xy	x^2y
1	350	1	1	1	350	350
2	390	4	8	16	780	1560
3	430	9	27	81	1290	3870
4	490	16	64	256	1960	7840
5	540	25	125	625	2700	13500
6	590	36	216	1296	3540	21240
7	520	49	343	2401	3640	25480
8	480	64	512	4096	3840	30720
9	420	81	729	6561	3780	34020
$\sum_1^9 x_i = 45$	4210	285	2025	15333	21880	138580

Valorile obtinute (fig. 4) sunt foarte aproape de cele rezultate prin intersectarea suprafetei de raspuns cu plane izoterme de 520 si respectiv 650^{0}C, abaterea maxima nedepasind ± 0,05 mm pentru dimensiunea totala de strat. Valorile obtinute ca optime pentru presiune, valori care asigura la o anumita temperatura cinetica maxima de crestere a stratului, se apropie foarte mult de cele utilizate în practica (2,5 torr la 520^{0}C si 6,0 torr la 650^{0}C). Pentru temperaturi în intervalul 520 - 650^{0}C, locul geometric al punctelor

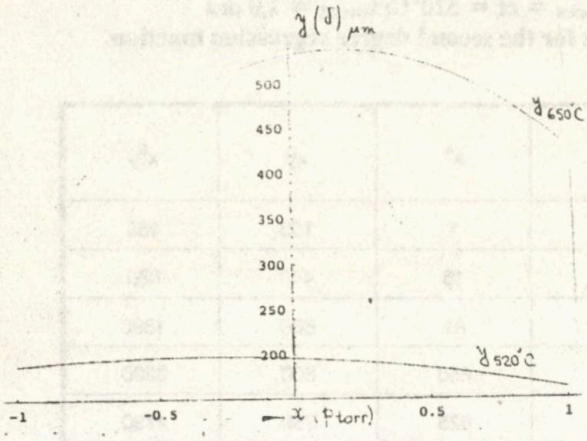
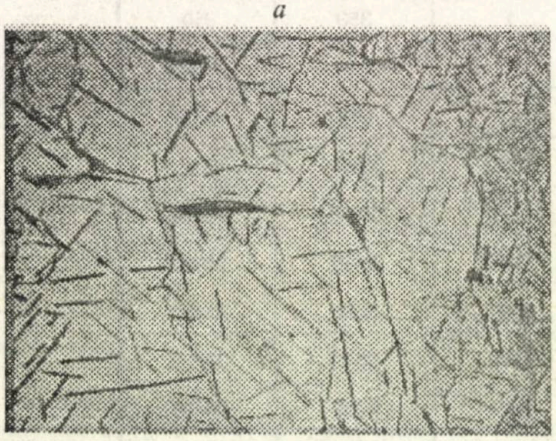


Fig. 4
Variatia dimensiunii totale a stratului ionitrat functie de presiune (temperatura constanta)
The total dimension variation of the ionitrided function the pressure (constant temperature)

a



b

Fig. 5
Microstructuri ale stratului ionitrat obtinut în cazul fierului tehnic pur
Microstructures of the ionitrided layer obtained in the case of pure technic iron

corespunzatoare cuplului p - T, care dicteaza valoarea maxima a intensitatii de formare a stratului ionitrat, va fi reprezentat de curba care uneste cele doua valori optime - 3,7 si respectiv 5,7 torr pe suprafata de raspuns. Valorile p-T care asigura cinetica maxima pot fi determinate si prin calcul, utilizând ecuatia 1.

Analiza metalografica efectuata pe probele de Fe - ARMCO ionitrate în diferite conditii de presiune si temperatura (fig. 5) scoate în evidenta structuri tipice de nitrurare. La temperaturi de nitrurare superioare temperaturii de 590^0C în strat se observa prezenta braunitei.

Obs. Dimensiunea totala de strat a fost apreciata metalografic cu ajutorul ocularului gradat ca distanta de la suprafata probei pâna în zona unde se termina separarea nitrurilor γ' - Fe_4N în exces - în solutie solida α_N.

Concluzii

Utilizând metode de programare a experimentului au fost cuantificate influentele individuale si cumulate ale temperaturii si presiunii regimului de ionitrare asupra cineticii formarii stratului.

S-au determinat expresiile matematice ale corelatiei dimensiune strat - factori de influenta (temperatura, presiune) si valorile maxime ale presiunii pentru care se asigura o intensificare maxima a cineticii formarii stratului la o anumita temperatura. Cuplurile de valori p - T care asigura cinetica maxima de formare a stratului cementat, în cazul fierului tehnic pur, pot fi determinate cu ajutorul modelelor stabilite si verificate statistic sau pe cale grafica.

Concluziile privind influentele manifestate de temperatura si, respectiv, presiune utilizate în desfasurarea regimului de nitrurare ionica asupra cineticii formarii stratului sunt:

- *cresterea temperaturii influenteaza pozitiv cinetica globala de crestere a stratului, la temperaturi peste cea corespunzatoare transformarii eutectoide în sistemul Fe - N cinetica formarii nitrurii ε diminuându-se;*

- *presiunea afecteaza cinetica în mod diferit în diferite domenii de valori, diferente care se amplifica la variatia temperaturii. Scaderea presiunii pâna la o anumita valoare - optima corelata cu temperatura de nitrurare, implica o intensificare a cineticii formarii stratului,*

dupa care continuarea scaderii presiunii va implica o diminuare a cineticii prin micsorarea potentialului de azot al mediului.

BIBLIOGRAFIE

[1] **Florian E., Taloi D.:** *Optimizarea proceselor metalurgice.* E.D.P., Bucuresti, 1993
[2] **Dulamita T., Florian E.:** *Tratamente termice si termochimice.* E.D.P., Bucuresti
[3] **Lahtin I.M., Kogan I.D.:** *Azotirovanie stali.* Masinostroenie, Moskva, 1976
[4] **Florian E., Cojocaru M.:** *Aspecte privind termodinamica si cinetica disocierii amoniacului în timpul încalzirii la nitrurarea si carbonizarea otelurilor.* Metalurgia, nr. 6, 1978
[5] **Cojocaru M., Florian E.:** *Cementarea cu azot rezultat al schimbului de electroni între metal si amoniac.* Metalurgia, nr.7, 1978
[6] **Florian E., Cojocaru M.:** *Comportarea amoniacului în timpul încalzirii explicata prin mecanismul ionic de adsorbtie.* Metalurgia, nr. 9, 1978

REVISTA REVISTELOR

Stahl und Eisen, *Germania, 1994, nr.2*

- Noi evolutii în relatiile comerciale cu America de Nord si Europa de Est, p.43
- Turnare inversata. Un nou procedeu tehnologic pentru producerea de benzi turnate la dimensiuni aproape finite, p.47
- Oxidarea carbonului si disocierea carbonatului la încalzirea prafului de turnare, p.57
- Barbotarea cu gaz în tundish (distribuitorul de la turnarea continua), p.65
- Automatizarea cuptoarelor-oala, o parte din automatizarea unei otelarii, p.71
- Functionarea convertizorului cu încarcatura solida sporita. Rezultate de exploatare de la otelaria Vitkovice AG., p.77
- Cercetari asupra insuflarii carbunilor în furnale, cu utilizarea tehnicii de masurare, p.81
- Utilizarea unui "sistem-expert" la elaborarea otelurilor, p.87
- Raport asupra primului congres european: "Innovation Stainless Steel" (11-14.X.1993 -Florenta), p.91
- Comportarea în timp a otelurilor refractare si a materialelor pentru temperaturi înalte (raport congres 26.XI.1993 Düsseldorf), p.95

¤ *Prevederi conjuncturale pentru anul 1994, ale principalelor ramuri industriale consumatoare de otel, p.99*

- Productia mondiala de otel 1993, p.111
- Europa sub semnul migratiei,p.112

METEC'94: *Programul conferintelor "Turnare continua" si "Laminarea produselor plate" (20-22.VI.1994), p.7-14*

¤ *15.Informatii:*

a) *congrese-târguri, p.24-28*
b) *informatii scurte din siderurgia mondiala, p.28-42*
c) *informatii scurte economice, p.103-110*

EXPERIMENTARI PRIVIND INSUFLAREA PULBERILOR REACTIVE ÎN BAIA METALICA A OALEI DE TURNARE

Ing. Augustin Semenescu, sef de lucrari - Universitatea "Politehnica" Bucuresti
Mat. Toma Popescu - S. C. I C E M S. A. Bucuresti
Dr. ing. Maria Nicolae, conferentiar - Universiatea "Politehnica" Bucuresti
Ing. Mihaela Semenescu - S. C. IPROMET S. A. Bucuresti

C. Z.: 621.74.628.5

1.Modelul matematic al procesului de agitare a oţelului în oala de turnare la insuflarea de gaze inerte şi pulberi reactive

Reprezentarea matematică a procesului de agitare a oţelului în oala de turnare în cursul insuflării de gaze inerte şi a pulberilor reactive are la bază teoria curgerii turbulente. Modelul matematic furnizează informaţii asupra regimului de viteze, distribuţiei spaţiale a energiei turbionare, distribuţiei liniilor de curent.

Pentru formarea modelului matematic se consideră un recipient de forma unui trunchi de con conţinând oţel lichid care este agitat sub acţiunea unui jet de gaz inert sau de gaz amestecat cu pulberi reactive.Poziţia jetului de gaz diferă în raport cu tehnica de injectare şi este reprezentată prin condiţia la limită definită în fiecare caz.

- Ecuaţiile modelului matematic :

a) Ecuaţia de continuitate : Se consideră un element de volum dxdydz, străbătut de un fluid (fig. 1).

Bilanţul masic asupra acestui element este exprimat prin:

(viteza materialului intrat) - (viteza materialului ieşit) = (viteza de acumulare masică în interiorul elementului) (1.1)

Viteza de trecere a fluidului prin ori[illegible] din feţele cubului dxdydz este reprezentată prin produsul:

(densitatea fluidului pe o faţă) x (viteza perpendiculară pe faţă) x (aria secţiunii transversale).

Atunci fluxul în direcţia x în punctul de coordonate (x, y, z) - adică fluxul de intrare în elementul de volum în direcţia x este:$(\rho V_x)_x$ dydz, iar fluxul în punctul de coordonare (x + dx, y, z) - adică fluxul de ieşire din elementul de volum în direcţia x este: $(\rho V_x)_{x+dx}$ dydz.

Consideraţii identice pot fi aplicate pentru evaluarea fluxului de intrare şi de ieşire prin celelalte feţe ale elementului de volum în direcţia y şi z.

Vom avea de asemenea:

(viteza de acumulare a masei în element) = (volumul elementului) x (rata de schimbare a densităţii) = $dxdydz\frac{\partial \rho}{\partial t}$.

Atunci vom putea proceda la exprimarea ecuaţiei (1.1) în termeni matematici:

$$dydz\left[(\rho V_x)_x - (\rho V_x)_{x+dx}\right] + dxdz\left[(\rho V_y)_y - (\rho V_y)_{y+dy}\right] + dxdy\left[(\rho V_z)_z - (\rho V_z)_{z+dz}\right] =$$

$$= dxdydz\frac{\partial \rho}{\partial t} \qquad (1.2)$$

Dar prin definiţie :

$$(\rho V_x)_{x+dx} = (\rho V_x)_x + \frac{\partial(\rho V_x)dx}{\partial_x} \quad (1.3)$$

Atunci ecuaţia (1.2) poate fi simplificată în forma:

$$\frac{\partial \rho}{\partial t} = -\left[\frac{\partial}{\partial x}(\rho V_x) + \frac{\partial}{\partial y}(\rho V_y) + \frac{\partial}{\partial z}(\rho V_z)\right] \quad (1.4)$$

Aceasta este ecuaţia generală de continuitate. Astfel se demonstrează că fluidul este privit ca un continuu.

Când fluidul este incompresibil, aşa cum poate fi considerat oţelul lichid, atunci densitatea este constată şi ecuaţia de continuitate este:

$$\frac{\partial V_x}{\partial x} + \frac{\partial V_y}{\partial y} + \frac{\partial V_z}{\partial z} = 0 \quad (1.5)$$

b) Ecuaţia de mişcare

Pentru a determina ecuaţia de mişcare se consideră elementul spaţial cubic dxdydz şi se aplică a doua lege a lui Newton:

(viteza de intrare la mişcare) - (viteza de mişcare la ieşire) = (viteza mişcării în elementul de volum) + (suma forţelor ce acţionează asupra elementului) (1.6)

La stabilirea bilanţului mişcării, se consideră fluxul în direcţia x şi se generalizează rezultatele la celelalte două direcţii.

Mişcarea este transformată în interiorul sau în afara elementului prin două mecanisme:

-Transferul convectiv al mişcării cu ajutorul deplasării fluxului volumetric;

-Transferul difuziv al mişcării datorită prezenţei graniţelor de viteză la suprafaţa elementului.

2. Metodica de cercetare

2.1. Modelul matematic pentru simularea agitării oţelului în oala de turnare ca urmare a insuflării gazelor inerte şi a pulberilor reactive

Reprezentarea matematică a stării de agitare a oţelului în oala de turnare în cursul insuflării de gaze inerte şi pulberi reactive are la bază teoria curgerii turbulente. Ecuaţia modelului matematic în condiţii staţionare şi în ipoteza de incompresabilitate a oţelului sunt:

1 - ecuaţia de continuitate:

$$\frac{\partial V_x}{\partial_x} + \frac{\partial V_y}{\partial_y} + \frac{\partial V_z}{\partial_z} = 0 \quad (2.1)$$

2 - ecuaţia de mişcare:

$$\rho\left(V_x\frac{\partial V_x}{\partial x} + V_y\frac{\partial V_y}{\partial y} + V_z\frac{\partial V_z}{\partial z}\right) = \mu\left[\frac{\partial^2 V_x}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 V_y}{\partial y^2} + \frac{\partial^2 V_z}{\partial z^2}\right] - \frac{\partial P}{\partial x} \quad (2.2)$$

$$\rho\left(V_x\frac{\partial V_x}{\partial x} + V_y\frac{\partial V_y}{\partial y} + V_z\frac{\partial V_z}{\partial z}\right) = \mu\left[\frac{\partial^2 V_x}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 V_y}{\partial y^2} + \frac{\partial^2 V_z}{\partial z^2}\right] - \frac{\partial P}{\partial y} \quad (2.3)$$

$$\rho\left(V_x\frac{\partial V_x}{\partial x} + V_y\frac{\partial V_y}{\partial y} + V_z\frac{\partial V_z}{\partial z}\right) = \mu\left[\frac{\partial^2 V_x}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 V_y}{\partial y^2} + \frac{\partial^2 V_z}{\partial z^2}\right] - \frac{\partial P}{\partial z} \quad (2.4)$$

unde:

ρ - densitatea fluidului [g/m^3]

u_x, u_y, u_z - componentele vitezei pe direcţia axelor de coordonate [cm/s]

P - presiunea [atm]

μ - vâscozitatea fluidului [g/cm^2]

Ecuaţiile: (2.1) - (2.4) sunt numite ecuaţiile Newton - Stokes, obţinute în condiţiile unui fluid incompresabil la vâscozitate constantă.

În coordonate cilindrice şi în ipoteza că fluidul este uniform în direcţia radială, ecuaţiile (2.1) + (2.4) devin mai uşor de integrat.

Pentru integrarea sistemului de ecuaţii (2.1) + (2.4) se introduc două variabile:

- potenţial de viteză ω, [1/s] - funcţia turbionară;
- funcţia curenţilor ψ, [g/s],

definite prin relaţia:

$$\omega = \frac{\partial V_r}{\partial z} - \frac{\partial V_z}{\partial r} \tag{2.5}$$

$$V_r = \frac{1}{\rho_r}\frac{\partial \psi}{\partial z} \tag{2.6}$$

$$V_z = \frac{1}{\rho_r}\frac{\partial \psi}{\partial r} \tag{2.7}$$

În aceste condiţii, ecuaţia de transport a potenţialului vitezei ω este:

$$r\left[\frac{\partial}{\partial z}\left(\frac{\omega}{r}\frac{\partial \psi}{\partial r}\right) - \frac{\partial}{\partial r}\left(\frac{\omega}{r}\frac{\partial \psi}{\partial z}\right)\right] - \left[\frac{\partial}{\partial z}\left(r^3\frac{\partial}{\partial z}\left(\frac{\omega}{r}\right)\right) + \frac{\partial}{\partial r}\left(r^3\frac{\partial}{\partial r}\left(\frac{\omega}{r}\right)\right)\right] + r^2\left(\frac{\partial P_z}{\partial r} - \frac{\partial P_r}{\partial z}\right) = 0 \tag{2.8}$$

iar ecuaţia curenţilor este:

$$\frac{\partial}{\partial z}\left[\frac{1}{\rho_r}\frac{\partial \psi}{\partial z}\right] + \frac{\partial}{\partial r}\left[\frac{1}{\rho_r}\frac{\partial \psi}{\partial r}\right] + \omega = 0 \tag{2.9}$$

În condiţiile mişcării turbulente a fluidului, este posibil să se exprime acest mecanism prin ecuaţia de continuitate şi mişcare, respectiv prin ecuaţia de transport a potenţialului vitezei (2.5) şi ecuaţia curenţilor (2.6), împreună cu relaţii aproximative pentru vâscozitatea turbulentă:

$$r\left[\frac{\partial}{\partial z}\left(\frac{\omega}{r}\frac{\partial \psi}{\partial r}\right) - \frac{\partial}{\partial r}\left(\frac{\omega}{r}\frac{\partial \psi}{\partial z}\right)\right] - \left[\frac{\partial}{\partial z}\left(r^3\frac{\partial}{\partial z}\left(\mu\frac{\partial \omega}{r}\right)\right) + \frac{\partial}{\partial r}\left(r^3\frac{\partial}{\partial r}\left(\mu\frac{\omega}{r}\right)\right)\right] + r^2\left(\frac{\partial P_z}{\partial r} - \frac{\partial P_r}{\partial z}\right) = 0 \tag{2.10}$$

$$\frac{\partial}{\partial z}\left[\frac{1}{\rho_r}\frac{\partial \psi}{\partial z}\right] + \frac{\partial}{\partial r}\left[\frac{1}{\rho_r}\frac{\partial \psi}{\partial r}\right] + \omega = 0 \tag{2.11}$$

cu $\mu = \mu_m + \mu_t$ unde:

μ_m = componenta moleculară a vâscozităţii [g/cms];

μ_t = vâscozitatea turbulentă, [g/cms];

determinată de modelul Kolmogorov-Prandt.

Condiţiile la limită pentru condiţiile insuflării de gaze inerte şi/sau pulberi reactive în cale de turnare se exprimă prin restricţiile:

- La suprafeţele solide:

componentele vitezei sunt zero;
energia de turbulenţă este zero.

- La suprafaţa liberă a zgurei:
  tensiunea tangenţială transmisă de-a-lungul suprafeţei libere este zero;
  gradientul energiei de turbulenţă este zero.
- La interfaţa metal/zgură:
  componenta normală a vitezei este zero;
  componenta radială a vitezei este constantă;
  tensiunea tangenţială transmisă de-a-lungul suprafeţei este continuă.
- La axa centrală:
  componentele vitezei sunt zero;
  gradientul energiei de turbulenţă este zero.
- La interfaţa cu jetul:
  componenta radială a vitezei este zero;
  componenta axială poate fi specificată pe baza vitezei jetului;
  energia de turbulenţă este estimată în raport cu valoarea locală a tensiunii tangenţiale.

În zona jetului este postulată existenţa unei regiuni bifazice (în condiţiile insuflării de gaze inerte) sau trifazice (în condiţiile insuflării de pulberi reactive). În această zonă parametrii mişcării turbulente (densitate şi vâscozitatea) sunt definite astfel:

- *pentru zone bifazice (oţel lichid/gaz):*

$$\rho = \begin{cases} \rho_l, r > r_l \\ \bar{\alpha}\rho_l + (1-\bar{\alpha})\rho_g, r \le r_l \end{cases} \qquad (2.12)$$

$$\mu = \begin{cases} \mu_l, r > r_l \\ \bar{\alpha}\mu_l + (1-\bar{\alpha})\mu_l, r \le r_l \end{cases} \qquad (2.13)$$

unde :

ρl - este densitatea oţelului lichid [g/cm^3];
ρg - densitatea gazului inert [g/cm^3];
μl - vâscozitatea afectivă a oţelului lichid [g/cm^3];
μ - vâscozitatea fectivă a gazului inert [g/cm^3];
α - coeficient de pondere

$$\bar{\alpha} = \frac{1}{2\pi} \cdot \frac{Q_{gaz}}{\int_0^{r_l} r V_z dr} \qquad (2.14)$$

unde :

Q_{gaz} este debitul gaz [cm^3/s] ;
r_l este raza jetului [cm]

- *pentru zona trifazică (oţel lichid/gaz/pulberi reactive):*

$$\rho = \begin{cases} \rho_l, r > r_l \\ \bar{\bar{\alpha}}\rho_l + (1-\bar{\bar{\alpha}})\rho_{amestec}, r \le r_l \end{cases}$$

$$\mu = \begin{cases} \mu_l, r > r_l \\ \bar{\bar{\alpha}}\mu_l + (1-\bar{\bar{\alpha}})\mu_{amestec}, r \le r_l \end{cases}$$

unde :

$\rho_{amestec}$ - densitatea amestecului gaz inert şi pulberi reactive;

$\mu_{amestec}$ - vâscozitatea amestecului gaz inert şi pulberi reactive;

$$\bar{\alpha} = \frac{1}{2\pi} \cdot \frac{Q_{amestec}}{\int_0^r r V_z dr} \qquad (2.15)$$

cu $Q_{amestec}$ = debitul de amestec.

2.2. Parametrii pentru simularea pe model matematic a stării de agitare a oţelului în oalele de turnare ca urmare a insuflării de pulberi reactive şi/sau gaze inerte

S-au luat în considerare următorii parametrii pentru simularea pe model matematic a agitării oţelului în oalele de turnare:

- marca de oţel şi caracteristicile sale (temperatura de turnare t_t =1650°C, căldură specifică, conductibilitate, vâscozitate);
- geometria oalei de turnare;
- geometria lăncii de insuflare:
- adâncimea de insuflare;
- secţiunea orificiului lance;
- tipul şi caracteristicile gazului inert;
- parametrii de insuflare:
- debit gaz;
- debit pulberi reactive;
- timp de insuflare.

În acest sens au fost luate în considerare oala de turnare cu capacitatea de 65t şi 125t în care se găseşte oţel lichid din marcă.

Caracteristici fizice ale mărcii de oţel analizate sunt:

- densitatea 6900 kg/m^3;
- căldura specifică 0,17 x 4,185 j/kg °C la 1000 °C;
- conductibilitatea termică: 0,071 x 4,185 cal/cms °C;
- vâscozitatea 0,002 - 0,0022 kg/ms.

Pentru efectuarea de investigaţii asupra comportării termice a oalelor de turnare s-a simulat transferul termic în acestea cu ajutorul următoarei ecuaţii cu derivate parţiale:

$$\frac{\partial T}{\partial \tau} = \frac{\lambda}{\rho \cdot C_p}\left[\frac{\partial^2 T}{\partial r^2} + \frac{z}{r} \cdot \frac{\partial T}{\partial r} + \frac{\partial^2 T}{\partial z^2}\right] - \left[V_r \frac{\partial T}{\partial r} + V_z \frac{\partial T}{\partial z}\right] \qquad (2.16)$$

unde:

r,z - coordonate spaţiale;

T - temperatura [°C];

C - timpul [s];

λ - conductibilitatea termică [j/ms °C];

c_p - căldura specifică [j/kg °C];

V_r, V_z - componentele vitezei pe cele două direcţii, care pot fi neglijate în condiţiile mişcării laminare a oţelului în oală sub acţiunea forţelor de convecţie.

3. Determinarea cu ajutorul modelului matematic a parametrilor de lucru recomandaţi pentru insuflarea de gaze inerte şi respectiv pulberilor reactive în oala de oţel de capacitate de 65t

3.1. Injectarea SiCa în oale de oţel cu capacitate 65t

Stabilirea efectelor hidrodinamice de injecţie de SiCa şi Ar în oalele de oţel s-a efectuat în următoarele ipoteze:

- marca tipică de oţel ;
- durata de la sfârşitul evacuării până la începutul insuflării: 10 minute;
- adâncimea de insuflare: 2000 - 2500 mm de la suprafaţa oţelului;
- durata operaţiei de insuflare: 8 - 12 minute;
- debit argon: 0,01 - 0,025 Nm^3/min;
- diametrul orificiului lancei: 18 mm;
- adaos CaSi : 0,1 - 0,4 kg/t min;
- compoziţia CaSi : 60 - 65% Si; 28 - 31% Ca ;
- granulaţie CaSi : 0.7 - 0,6 mm.

În fig. 2 se prezintă distribuţia de temperatură în oala de turnare de 65t, la 10 minute după evacuare.

Se observă că structura termică a oalei turnate asigură nivele corespunzătoare pentru vâscozitatea oţelului : 0,02 - 0,022 g/cms, precum şi o rezervă termică corespunzătoare pentru injectare.

Injectarea în oală la adâncimea de 2000 mm pentru oala de 65t, cu următorii parametrii de insuflare:

- durata injecţiei : 10 minute;
- debit argon: 0,8 Nm^3/min;
- adaos CaSi : 13 kg/min.

Din analiza rezultatelor obţinute se observă următoarele:

- realizarea într-o regiune importantă a oalei, a unei viteze longitudinale cuprinsă în intervalul 1,6 - 2,6 cm/s;
- transportul pe direcţie transversală este semnificativ în zona superioară a oalei (0,25 - 0,50 cm/s), ceea ce asigură un amestec corespunzător al fluidelor;
- realizarea unor regiuni de transport al fluidelor (Ar şi vapori de Ca), aproximativ egale de la marginea oalei către centru, cuprins între 8 şi 25 kg/s, asigurând de asemenea antrenarea corespunzătoare a pulberilor de reacţie;
- agitarea oţelului lichid prin injecţie de pulberi şi gaz inert la parametrii menţionaţi, nu formează turbioane semnimificative, valoarea funcţiei de turbionare sunt apropiate de zero în cea mai mare parte a oalei.

În tabelul I şi în fig. 4-6 se prezintă alte rezultate ale simulării agitării oţelului din oala de 65t, sub acţiunea unui jet de Ar şi CaSi, injectat la adâncimea de 2000 mm.

TABELUL I

Regim de injectare		Viteza pe direcţia longitudinală [cm/s]	Funcţia curenţilor [kg/s]
- durata injecţiei (fig.4)	12'	0,9 - 1,3	2,7 - 8
- debit Ar	0,8 Nm^3/min		
- adaos CaSi	7 kg/min		
- durata injecţiei (fig.5)	8'	1,1 - 1,5	5 - 16
- debit Ar	0,7 Nm^3/min		
- adaos CaSi	8 kg/min		
- durata injecţiei (fig.6)	10'	1,7 - 2,1	6 - 30
- debit Ar	0,9 Nm^3/min		
- adaos CaSi	13 kg/min		

În fig.3 se prezintă distribuţia de temperatură în oala de 65t după injectarea de SiCa cu următorii parametrii:

- durata injecţiei : 10 min;
- debit argon : 0,8 Nm^3/min;
- adaos CaSi : 13 kg/min.

Efectuând bilanţul termic al oalei de turnare la 10 minute după evacuare şi după injectare de CaSi (tabelul II), se observă că pierderile termice sunt de 11,245% şi respectiv 12,81%.

TABELUL II

Denumire	u.m.	Bilanţ termic oală la 10' după evacuare	Bilanţ termic după insuflare
-căldură iniţială	%	100,000	100,000
- căldură pierdută prin pereţi	%	- 8,235	- 6,120
- căldură pierdută prin partea superioară	%	- 3,010	- 7,233
- căldură pierdută prin încălzirea Ar la temp.oţelului	%	-	- 0,015
- căldură pierdută prin încălzirea CaSi la temp.oţelului	%	-	- 0,250
- căldura primită de oţel prin reacţiile exoterme ale CaSi	%	-	+ 0,800
- căldura rămasă	%	88,755	87,182

În prima fază pierderea cea mai mare a căldurii revine căldurii pierdute prin pereţii oalei, în timp ce prin injectarea CaSi, pierderile termice mai apar datorită mişcării turbulente a oţelului.

4. Concluzii

Cercetările efectuate asupra parametrilor care descriu procesul de insuflare a pulberilor reactive şi/sau a gazelor inerte prezintă interes pentru stabilitatea condiţiilor optime de insuflare în scopul realizării constante a calităţii şi propietăţii impuse oţelului.

Prin insuflarea de pulberi reactive şi/sau gaze inerte în oala de turnare se realizează simultan o suprafaţă mare de contact metal - material insuflat şi o intensificare a agitării oţelului, ceea ce favorizează îndepărtarea incluziunilor nemetalice.

Se prezintă un model matematic pentru simularea stării de agitare a oţelului ca urmare a insuflării. De asemenea, se determină cu ajutorul modelului matematic a parametrilor de lucru recomandaţi pentru insuflare de pulberi reactive (CaSi) cu gaze inerte în oala de oţel cu capacitatea de 65t. Se efectuează în acest sens un bilanţ termic al oalelor de turnare.

Din rezultatele obţinute prin analiză, prin simulare pe modelul matematic se desprind următoarele condiţii :

- Injectarea de CaSi în oala cu capacitate de 65t cu lance la adâncimea de 2000 mm, cu parametrii:
  - durata : 10 minute ;
  - debit Ar : 0,012 Nm^3/min.;
  - adaos CaSi: 0,2 kg/min,t

asigură recircularea oţelului în oală de 5 - 6 ori şi antrenarea corespunzătoare a produselor de reacţie.

Au fost simulate şi alte regimuri de injectare a CaSi, cu rezultate similare din punct de vedere al comportamentării hidrodinamice.

Datorită proprietăţii Ca de a se vaporiza la temperatura de 1400 °C şi a solubilităţii sale scăzute în oţel, la stabilirea regimului de injectare, în realizarea unei comportări hidrodinamice

optime, este necesar să se păstreze o porţiune corespunzătoare între viteza de injectare a CaSi şi debitul de Ar.

- Din analiza bilanţului termic al oalei cu capacitatea de 65t, rezultă o comportare termică corespunzătoare a oalei de turnare, atât înainte de injectare, cât şi în timpul injectării.

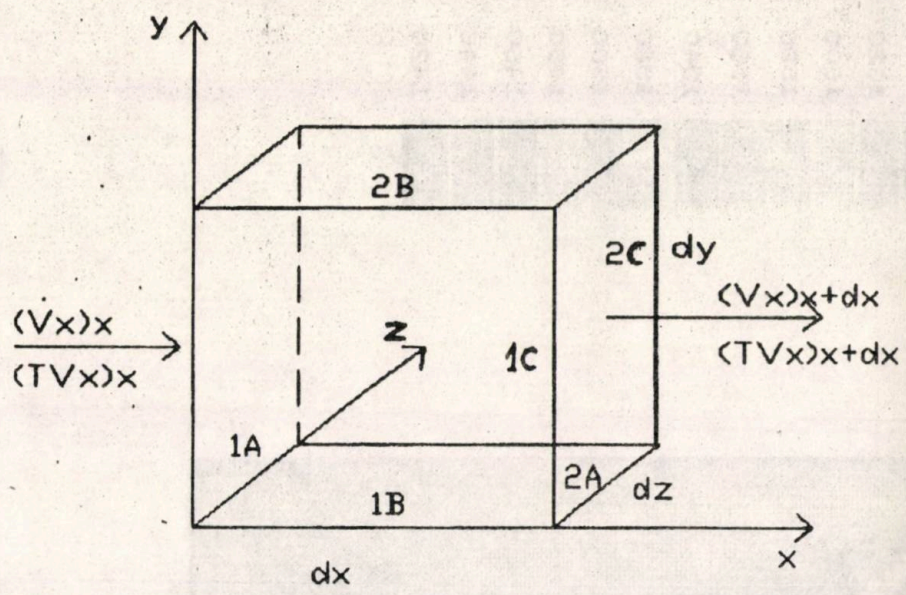


Fig. 1

Element de volum $d_x\, dy\, d_z$ strabatut de fluid

Volume element $d_x d_y d_z$ pierced by the fluid

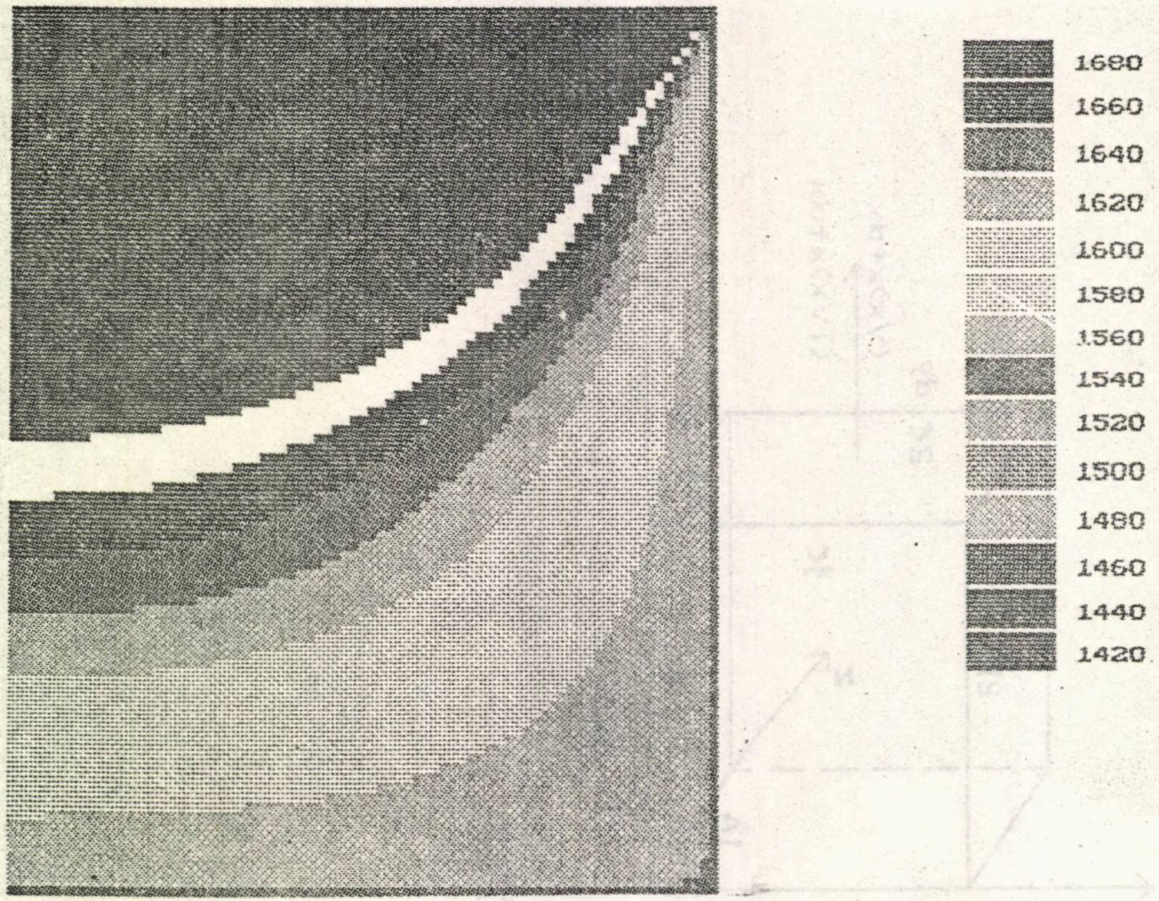


Fig. 2

Distributia de temperatura în oala de turnare de 65 t la 10 min. dupa evacuare cu urmatorii parametrii: durata de injectie: 10 min.; debit Ar: 0,01 Nm^3/minut; adaos de CaSi: 13 kg/min
Temperature distribution in the 65 t ladle at 10 min after the evacuation with the following parameters: injection time: 10 min; Ar: 0.01 Nm^3/min; CaSi addition: 13 kg/min.

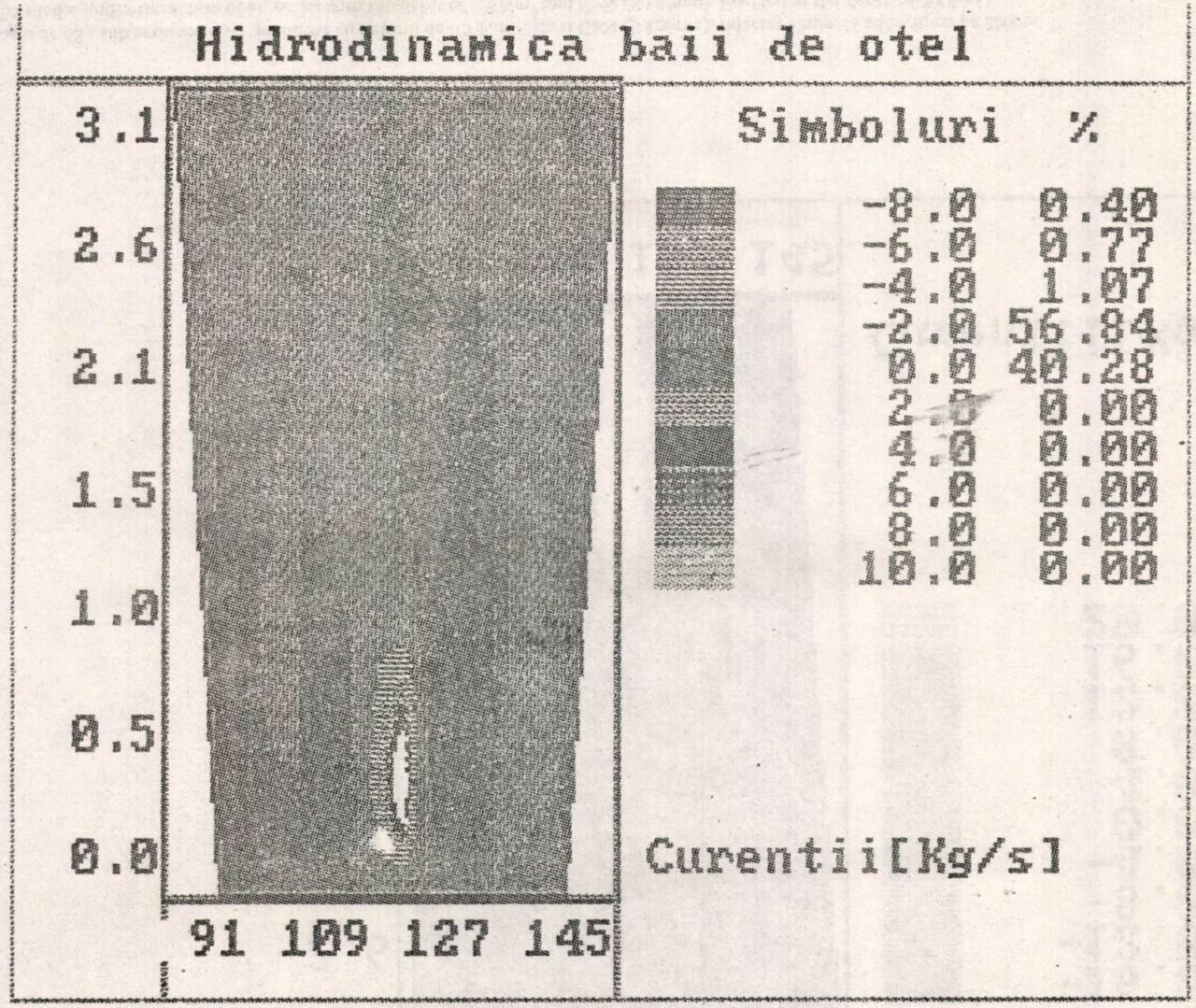


Fig. 3

Simularea agitarii otelului din oala de 65 t sub actiunea unui jet de Ar cu debitul de 0,9 Nm^3/min si CaSi (7 kg/min), injectat 12 min. la adâncimea de 2000 mm
Steel stirring simulation in the 65 t ladle under the action of an Ar jet with the debit of 0.9 Nm^3/min and CaSi (7kg/min), injected 12 min at the depth of 2000 m

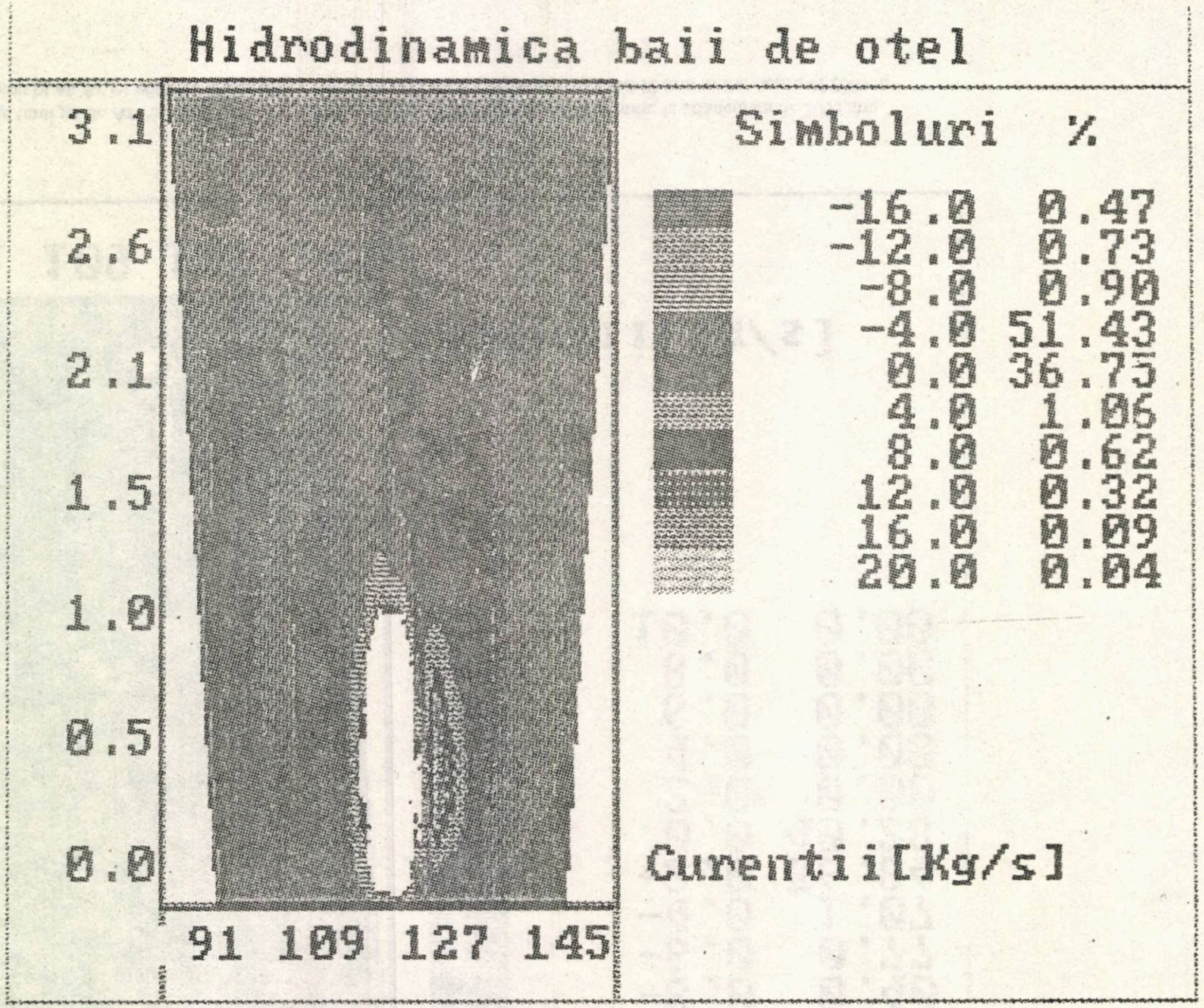


Fig. 4

Simularea agitarii otelului din oala de 65 t sub actiunea unui jet de Ar cu debitul de 0,7 Nm^3/min si CaSi (8 kg/min), injectat 8 mm. la adâncimea de 2000 m
Steel stirring simulation in the 65 t ladle under the action of an Ar jet with the debit of 0.7 Nm^3 and CaSi (8 kg/min), injected at the depth of 2000 m

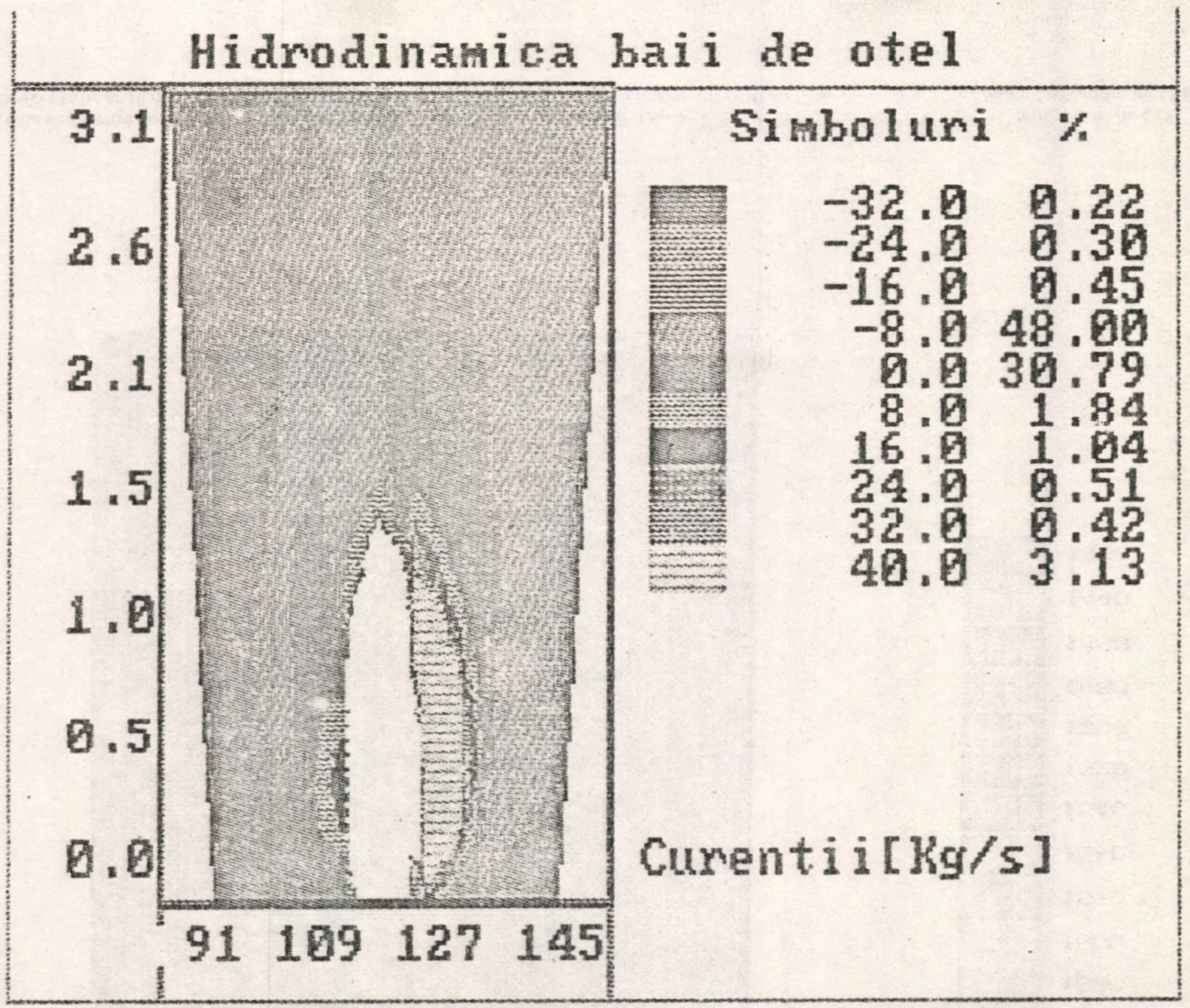


Fig. 5

Simularea agitarii otelului din oala de 65 t sub actiunea unui jet de Ar cu debitul de 0.9 Nm^3/min si CaSi (13 kg/min), injectat la adâncimea de 2000 mm
Steel stirring simulation in the 65 t ladle under the action of an Ar jet with the debit of 0.9 Nm^3/min and CaSi (13kg/min), injected at the depth of 2000 m

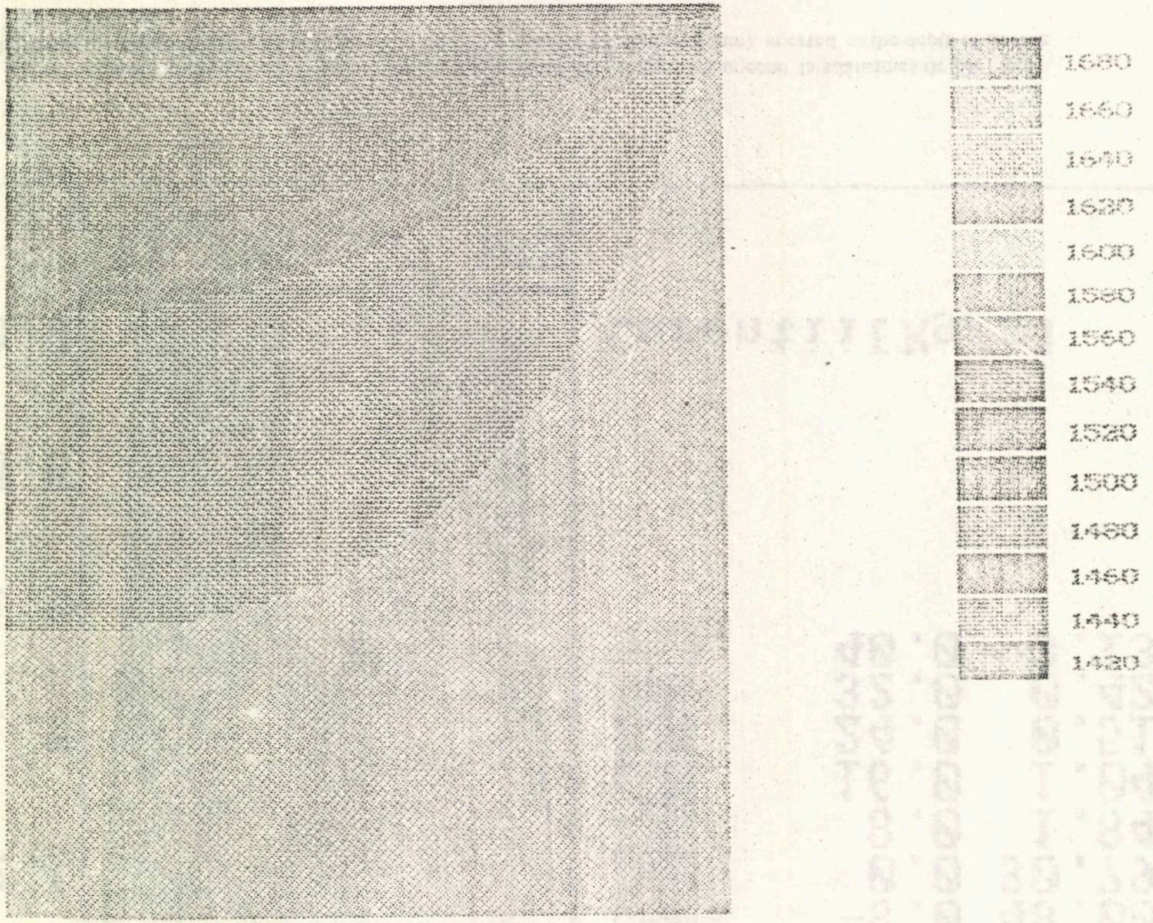


Fig. 6

Distribuția de temperatura în oala de turnare de 65 t la 10 min. după evacuare cu următorii parametrii: durata de injecție: 10 min; debit Ar: 0,025 Nm^3/min.; adaos de CaSi: 13 kg/min
Temperature distribution in the 65 t ladle at 10 min after the evacuation with the following parameters: injection time: 10 min; Ar debit: 0,025 Nm^3/min.; CaSi addition: 13 kg/min

CONGRESUL ANUAL AL SIDERURGIEI GERMANE - 1994

UNIUNEA SIDERURGISTILOR GERMANI

Programul comunicarilor de specialitate, pe sectii

În: **Stahl und Eisen**, Germania, nr.9, 1994

Grupa I - Materii prime si metalurgie

Partea 1: Folosirea modelelor de conducere si de simulare a proceselor la elaborarea otelului

1) Conducerea procesului la elaborarea otelului în convertizor - H.E.Wiemer, s.a. - Duisburg

2) Model de simulare pentru evolutia continutului de azot în procesul LD - J.Kempken, s.a. - Claustahl

3) Conducerea procesului la producerea otelului electric - S.Köhle - Düsseldorf

4) Model de simulare pentru calculul preîncalzirii fierului vechi, cu postcombustie în trepte - L.Zhang, F.Oeters - Berlin

5) Conducerea proceselor în tehnologiile de metalurgie secundara - H.Richter, s.a. - Duisburg

6) Simularea proceselor din metalurgia în oala, orientata dupa conditiile industriale - S.Rödl - Düsseldorf

7) Modele de simulare pentru descrierea reactiunilor din metalurgia secundara si pentru comportarea la topire a materialelor solide - N.Bannenberg - Dillingen

8) Modele termice si mecanice ale turnarii continue - K.Harste - Dillingen

9) Curgerea otelului si separarea incluziunilor în cristalizoarele pentru brame - P.Andrzejewski, s.a. - Dortmund - Düseldorf

10) Alcatuirea modelelor si simularea proceselor pentru turnarea benzii, dupa procedeul cu doua role - D.Senk, s.a. - Duisburg; R.Kopp si H.Rake - Aachen

Partea a 2-a: Materii prime si elaborarea fontelor

1) Noi dezvoltari în lume, în tehnicile de producere a cocsului - H.Bertling - Gelsenkirchen si W.Rhode - Essen

2) Optimizarea proprietatilor metalurgice ale peletelor; experienta de la: "Ferteco Mineraço" , s.a. - Brazilia - H.Heep, s.a. - Brazilia; H.W.Kropla, s.a. - Duisburg, Liebenburg

3) Experienta functionarii furnalelor cu productivitate ridicata si cu injectare de pacura în cantitati mari - R.Atland, K.P.Strieker, s.a. - Duisburg

4) Experimentari industriale la Hoogovens - Ijmuiden (Olanda), cu o încarcatura din pelete 100% - W.Koen - Ijmuiden

Grupa a II-a - Deformari plastice

1) Automatizarea unui laminor de tevi, în scopul cresterii sigurantei finisarii si îmbunatatirii produselor - F.Hüls - Mülheim

2) Posibilitati de utilizare si conditii tehnice de calitate, pentru tevile fara sudura - G.Cuyek - Mülheim

3) Utilizarea unui valt VC într-o caja quartoreversibila de laminare la rece - experienta si rezultatele industriale -

B.Korch, s.a. - Bochum si A.Tomizawa - Osaka (Japonia)

4) Tehnica laserului în prelucrarea tablelor subtiri, cu acoperiri - R.Poprawe - Aachen

Grupa a III-a - Materiale

1) Cerinte calitative ale materialelor pentru constructia de caroserii - W.Bleck - Aachen

2) Metalurgia elaborarii otelurilor pentru caroserii - H.V.Lindenberg - Bremen

3) Tehnologia laminarii si înnobilarea suprafetelor - W.Zimnik, s.a. - Salzgitter, Duisburg, Bremen, Dortmund, Düsseldorf

4) Dezvoltarea tehnicii materialelor, orientata dupa cerintele consumatorilor - E.J.Drewes, s.a. - Dortmund, Düsseldorf, Salzgitter

5) Perspectivele otelului în constructia de caroserii - K.W.Blümel, s.a. - Duisburg, Oberhausen

6) Otelul în competitie; un rezumat - K.D.Sardemann - Siegen

Grupa a IV-a - Invatamânt (noi întruchipam viitorul - inginerul în industria siderurgica)

1) Domeniul tehnic - G.P.Blumbach - Hagen

2) Domeniul stiinta - M.G.Huber - Bonn

3) Domeniul economic - M.Timmermann - Frankfurt

4) Domeniul întreprinderi - R.Vondran - Düsseldorf

Grupa a V-a - Tehnica instalatiilor si rezistenta în exploatare

1) Dimensionarea sigura în exploatare a constructiilor metalice din otel, la construirea instalatiilor tehnologice - V.Grubisic, s.a. - Neuwied, Witten

2) Evaluarea restului duratei de folosire a constructiilor din otel cu sarcini dinamice, prin procedeul ruperii mecanice - G.Sedlacek, s.a. - Aachen

3) Supravegherea continua la laminarea la rece, ca premisa pentru o calitate reproductibila a produselor; conceptia si realizarea la un laminor tandem, la rece - H.J.Nettelbeck, s.a. - Duisburg, Düsseldorf

4) Dezvoltarea si realizarea unui control al starii masinii, tinându-se seama de semnalele privind calitatea, la linia de sârma nr.4 de la laminorul de sârma Hochfeld GmbH Duisburg - D.Wünsch, s.a. - Duisburg, Moers

5) Sistemul logistic de coordonare a conducerii procesului si a asigurarii calitatii la instalatia de zincare la cald BREGAL GmbH Bremen - W.Bechem, s.a. - Bremen, Dortmund

Comunicari în sedinte plenare

1) Din activitatea Uniunii siderurgistilor germani (VDEh) - D.Springorum - Düsseldorf

2) Tehnica materialelor ca baza a produselor industriale - Valoarea pozitiei otelului - H.Czichos - Berlin

Societatea comerciala

CABLUL ROMANESC S. A.

Ploiesti - România

Bd-ul Republicii nr. 93, cod 3000

Telefon: 044/11 20 52, Telex: 19277, Fax: 044/11 56 32

Societatea comerciala

"CABLUL ROMANESC" S. A. Ploiesti

este unitatea "numarul unu" din România în fabricarea cablurilor din otel pentru tractiune, a funiilor din aluminiu si a conductorilor neizolati din otel-aluminiu pentru transportul energiei electrice.

Infiintata în anul 1925, prin dezvoltari si modernizari succesive, unitatea poate executa astazi orice tip de cablu, dupa cele mai actuale standarde din lume: DIN; N.F.; B.S.; A.P.I.; J.S.; GOST; STAS; ISO.

Societatea "CABLUL ROMANESC" *asigura o înalta calitate si fiabilitate, ceea ce a dus la dezvoltarea exportului în tarile din toate continentele globului.*

Adresati-va cu încredere Societatii Comerciale
"CABLUL ROMANESC" S.A. - Ploiesti!

"CABLUL ROMANESC" ***Trade Company***,

located in Ploiesti (a joint- stock company),
is the number one manufacturer in Romania of steel cables for hauling, aluminium ropes and non-insulated steel- aluminium mains for electric energy transport.

Founded in 1925 and subjected to a series of modernizations and developments, this company is able to manufacture any kind of cables, in accordance with advanced international standards: DIN; N.F.; B.S.; A.P.I.; J.S.; GOST; STAS; ISO.

"CABLUL ROMANESC" *Company guarantees high quality and reliability that leads to the development of exports to countries on all continents.*

Appeal with full trust to
"CABLUL ROMANESC" Co.,Ploiesti!

Ploiesti - România
B-dul Republicii Nr. 93 Cod 2000
tel.: 044/11 20 52; telex: 19 27 7; fax: 044/11 56 32

Sidex

Iron and Steel Complex of Galati

Manufactures and exports for you

Hot Rolled Flat Products

- Ordinary steel strips and plates for constructions
- Fine grained steel strips nad plates for welded constructions
- Atmospheric corrosion resistant steel strips and plates
- Shipbuilding steel plates
- High quality carbon steel strips and plates for machine building
- Steel plates for boilers and pressure vessels
- Steel strips and plates for cold bending and deep drawing
- Steel strips and plates for side bars and other parts with small bending radius
- Steel plates for mining equipment
- Stainless steel strips and plates and refractory steel for nuclear and aeronautical industry
- Steel strips and plates for automobile rims

Other Products

- Liquid and gas oxygen
- Liquid and gas nitrogen
- Liquid and gas argon
- Granulated blast-furnace slag
- Non-iron slag

Steel Semi-products

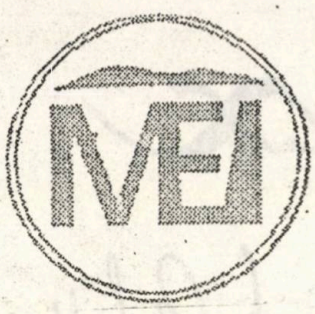
- Continuous cast or rolled slabs
- Continuous cast blooms
- Rolled billets
- Coke-chemical products
- Blast furnace coke
- Ferro-alloys coke
- Fine coke
- Coke-chemical ammonia sulphate
- Concentrated ammonia water
- Coal tar
- Technical ammonia
- Aromatic fractions
- Coke plant technic sulphur
- Pit coal tar
- Pit coal creosote for carbon black
- Coke-chemical absorption oil
- Phenolic fraction
- Crude anthracene
- Naphthalene
- Technical ferric sulphate
- Bitum

Cold Rolled Sheet

- Thin steel strips and sheets for cold formed shapes and welded pipes
- Sheets and strips for deep drawing
- Steel sheets and strips for car industry and ships

A life experience on the steel market and many friends in the steel bussines!

str. Siderurgistilor 1, Galati 6200, Tel:036 43.19.00, Telex 51 257



Your most reliable trading partner

Metalexportimport S. A. is a specialized foreign trade company, the most important exporter of metallurgical products in Romania.

Metalexportimport S. A.

EXPORTA:

- tabla medie si groasa, inclusiv tabla navala (hot rolled heavy plates, including shipbuilding plates);
- tabla subtire laminata la rece (cold rolled steel sheets);
- tabla zincata (galvanized steel sheet);
- tabla transformator (cold rolled-oriented grain silicon steel strip);
- profile otel laminate la cald UNP, INP, corniere, otel rotund, patrat (hot rolled steel profiles-channels joists, angles, round, flat bars);
- otel beton si sârma laminata (reinforcing steel bars and wire road);
- sârma trasa din otel (drawn steel wire);
- electrozi sudura (welding electrodes);
- cuie (nails);
- lanturi industriale (industrial chaines);
- cabluri tractiune (wire ropes);
- sârma si toroane beton precomprimat (steel wire for prestressed concrete and stress relieved steel wire strands);
- cord metalic (brass plated steel cord for tyres);
- sârma taloane (bronze plated steel wire);
- tevi conducta (seamless line pipes);
- burlane foraj (casing);
- tevi sudate (welded pipes);
- blocuri aluminiu si laminate aluminiu (aluminium ingots and aluminium products).

IMPORTA:

- cocs (coke);
- carbune cocsificabil (coaking coal);
- materiale refractare (refractory products);
- minereu de fier (iron ore);
- feroaliaje (ferroalloys);
- neferoase blocuri (nonferrous ingots);
- alte materii prime necesare industriei metalurgice (other raw materials for metallurgical industry).

We guarantee quality and competitiveness!

Metalexportimport S. A.

Bucharest - Romania, 21 - 25 Mendeleev Street
Phone: 01/3120447, 01/6595060; Telex: 11515;
Fax :01/3120446

ORSZÁGOS MŰSZAKI INFORMÁCIÓS KÖZPONT ÉS KÖNYVTÁR 1883

"SIDEROM" S. A., societate comerciala de
strategie, cu sediul în Bucuresti,
str. Mendeleev, nr. 21 - 25, sector 1,
telefon: 01/6 59 65 35,
telefax: 01/3 12 42 76; 01/3 12 42 78; 01/3 12 42 80

produce si comercializeaza prin cele 56 de societati comerciale asociate urmatoarele:

- *laminate finite lungi din otel deformate la cald;*
- *table si benzi din otel laminate la cald si la rece;*
- *table si benzi din otel acoperite;*
- *bare din otel deformate la rece;*
- *profile din otel îndoite la rece;*
- *sârme din otel trefilate si produse din sârma;*
- *produse din aliaje speciale, inclusiv rezistive;*
- *tevi din otel sudate longitudinal, trase sau laminate la rece;*
- *electrozi si fluxuri de sudura;*
- *feroaliaje;*
- *produse cocsochimice;*
- *produse carbunoase;*
- *diverse produse de uz industrial, agricol si casnic;*
- *activitate de consulting si service în domeniile engineering, comercial, financiar-contabil,management, juridic, relatii sociale, informare si documentare de specialitate.*

"SIDEROM" S. A., holding - type strategy
company, with head offices in Bucharest,
21 - 25, Mendeleev st., sector 1,
telephone: 01/6 59 65 35,
telephaxes: 01/3 12 42 76; 01/3 12 42 78; 01/3 12 42 80

provides and supplies through its 56 associated companies:

- *hot-rolled steel sections;*
- *hot-rolled and cold-rolled sheets and strips;*
- *coated sheets and strips;*
- *cold-drawn steel bars;*
- *cold-bent steel sections;*
- *rolled and drawn wire and wire products;*
- *special alloys products, including resistive strip and wire;*
- *longitudinally welded tubes and pipes, both cold-rolled or drawn;*
- *welding electrodes and fluxes;*
- *ferro-alloys;*
- *metallurgical coke and by-products;*
- *graphite electrodes;*
- *different products of industrial, agricultural and housekeeping purpose;*
- *consulting and assistance for: engineering, trade, marketing, finance, management, legislation, social relations information and know-how in specific branches.*

SIDEROM

Procurându-va cataloagele complete si vizitând microexpozitia de la sediul nostru puteti capata raspunsuri la toate întrebarile dumneavoastra referitoare la posibilitatile siderurgiei românesti.

Please take opportunity to purchase our catalogues and to visit the micro-exhibition which is located in our head-offices, in order to receive the answer to your questions, regarding the posibilities of the romanian iron and steel industry.

SIDEROM *at your disposal !*

Your most reliable trading partner

Metalexportimport S. A. is a specialized foreign trade company, the most important exporter of metallurgical products in Romania.

Metalexportimport S. A.

EXPORTA:

- tabla medie si groasa, inclusiv tabla navala (hot rolled heavy plates, including shipbuilding plates);
- tabla subtire laminata la rece (cold rolled steel sheets);
- tabla zincata (galvanized steel sheet);
- tabla transformator (cold rolled-oriented grain silicon steel strip);
- profile otel laminate la cald UNP, INP, corniere, otel rotund, patrat (hot rolled steel profiles-channels joists, angles, round, flat bars);
- otel beton si sârma laminata (reinforcing steel bars and wire road);
- sârma trasa din otel (drawn steel wire);
- electrozi sudura (welding electrodes);
- cuie (nails);
- lanturi industriale (industrial chaines);
- cabluri tractiune (wire ropes);
- sârma si toroane beton precomprimat (steel wire for prestressed concrete and stress relieved steel wire strands);
- cord metalic (brass plated steel cord for tyres);
- sârma taloane (bronze plated steel wire);
- tevi conducta (seamless line pipes);
- burlane foraj (casing);
- tevi sudate (welded pipes);
- blocuri aluminiu si laminate aluminiu (aluminium ingots and aluminium products).

IMPORTA:

- cocs (coke);
- carbune cocsificabil (coaking coal);
- materiale refractare (refractory products);
- minereu de fier (iron ore);
- feroaliaje (ferroalloys);
- neferoase blocuri (nonferrous ingots);
- alte materii prime necesare industriei metalurgice (other raw materials for metallurgical industry).

1996 MAR 2 2

We guarantee quality and competitiveness!

Metalexportimport S. A.

Bucharest - Romania, 21 - 25 Mendeleev Street
Phone: 01/312 04 47, 659 50 60; Telex: 11515;
Fax: 01/312 04 46

(3000) ex

METALURGIA

Revista lunara editata de SIDEROM S.A.

1995

E3280

7

Uzinsider s. a.

Cooperates for construction and rehabilitation of metallurgical plants, both in Romania and abroad, with reputed companies, specialized in technology and manufacturing of equipment for iron and steel industry.

UzinSider Foreign trade Company

32, Republicii Blv., Phone 613 16 34, P.O.B. 2, Fax: 312 39 02;
Cable UZEXIM - Bucharest, Romania

IMPORTANT PRODUCATOR DE

LAMINATE FINITE DIN OTEL

Sidex

sub forma de:

Tabla si banda laminata la cald

Tabla groasa

Tabla si banda laminata la rece

Tevi sudate longitudinal cu diametre cuprinse în gama 508 - 1420 mm.

destinate:

industriei chimice, petrochimice si a gazelor naturale

industriei electronice

constructiei de masini grele, nave maritime si fluviale, utilaje

fabricilor de produse de larg consum (autoturisme, frigidere, masini de spalat, aragaze, obiecte casnice)

Str. Smârdan, nr. 1
6200 - Galati - România
Tel: 40 - 36 43.19.00
Fax: 40-36-43.20.17; 46.49.46
Telex: 51257; 51312

SIDEX S.A.
GALAŢI - ROMÂNIA

Inregistrat în Registrul Comertului Nr. J 17/21/1991
Cod Fiscal: 1639739 B.C.R. Galati

S.C. SIDERURGICA S.A. Hunedoara

2570, Hunedoara
Piata Iancu de Hunedoara Nr. 1,
Telefon: 054/712783, 054/712758 Fax: 054/712266

Societatea Comerciala **"Siderurgica"** S.A. **Hunedoara** *produce si comercializeaza la preturi competitive urmatoarele produse:*

** tagle pentru tevi din otel carbon, slab aliat, aliat si înalt aliat (inoxidabil);*
** blumuri si tagle din otel carbon, slab aliat, aliat si înalt aliat pentru constructia de masini;*
** tagle din otel pentru rulmenti;*
** profile fasonate I.U. cornier, T;*

** profile pentru:*
- *senile de tractor si excavator;*
- *brazdar de plug;*
- *armatura de mina;*
- *transportoare de mina;*
- *aparate de cale ferata si sina ac;*
- *traverse CF;*

** sârma pentru armaturi beton, tragatorii, cord metalic;*
** piese turnate si forjate;*
** utilaj pentru turnarea otelului (poduri, lingotiere, pâlnii);*
** cocs metalurgic;*
** benzen, naftalina, smoala, sulf, toluen;*
** fonta de afinare si de turnatorie;*
** zgura granulata si vata de zgura;*
** calcar si var;*
** dolomita calcinata si sinterizata;*
** blocuri dolomitice*

"Siderurgica" S.A. **Hunedoara** *produces and commercialises at competitive prices the following products:*

** carbon, low-alloyed, alloyed and high alloyed steel billets for tubes (stainless steel);*
** carbon, low-alloyed, alloyed and high alloyed steel billets and blooms for machine building;*
** steel billets for bearings;*
** shaped sections, IPE-beams, channels, angles, T-sections;*
** profiles for:*
- *tractor and excavator track shoes;*
- *plough shares;*
- *mine gallery supporting;*
- *mine conveyors;*
- *railroad accessories siding rail;*

** wire for concrete reinforcements, for drawing, metallic cord;*
** cast and forged pieces;*
** equipment for steel casting (platforms, moulds, funnels);*
** metallurgical coke;*
** benzene, naphthalene, tar, sulphur, toluene;*
** refining and cast pig iron;*
** granulated slag and slag wadding;*
** lime and chalkstone;*
** calcined and sintered dolomite;*
** dolomitic blocks*

IMPORTANT PRODUCATOR DE
LAMINATE FINITE DIN OTEL

Sidex

sub forma de:

Tabla si banda laminata la cold

Tabla groasa

Tabla si banda laminata la rece

Tevi sudate longitudinal cu diametre cuprinse in gama 508 - 1420 mm

destinate:

Industriei chimice, petrochimice si a gazelor naturale

Industriei electronice

constructiei de masini grele, nave maritime si fluviale, utilaje

fabricilor de produse de larg consum (autoturisme, frigidere, masini de spalat, aragaze, obiecte casnice)

SIDEX S.A.
GALAŢI - ROMÂNIA

Str. Smârdan, nr. 1
6200 - Galati - România
Tel: 40 - 36 43.19.00
Fax: 40-36-43.20.17; 46.49.16
Telex: 51257; 51312

Inregistrat in Registrul Comertului Nr. J 17/21/1991
Cod Fiscal: 1639739 B.C.R. Galati

ORSZÁGOS KÖZPONTI INFORMÁCIÓS KÖNYVTÁR 1883

METALURGIA

REVISTA EDITATA DE "SIDEROM" S. A.

7 iulie 1995

ISSN 0461 - 9579

Sumar

Bratu Constantin, Bogdan Ovidiu, Balescu Cezar : **Estimarea prin metode numerice a defectelor interne ce apar la turnarea pieselor si lingourilor** 5

Bratu Constantin, Bogdan Ovidiu, Balescu Cezar : **Simularea formarii structurii primare prin mecanismul de crestere fractala** 9

Bratu Constantin, Bogdan Ovidiu, Balescu Cezar : **Proiectarea asistata de calculator a cochilelor pentru turnarea pistoanelor** 11

Tripa Pavel: **Cercetari asupra ductilitatii si tenacitatii la temperatura normala a unor oteluri termorezistente folosite in confectionarea conductelor de abur** 16

Rusu Tiberiu: **Modele matematice pentru determinarea temperaturii in formele temporare** 20

Taloi Dragos, Constantin Ioan, Matei George, Matei Emilia: **Model matematic al bilantului energetic la topirea in suspensie a concentratelor cuproase (II)** 24

Balescu Cezar : **Analiza calitatii suprafetelor metalice cu ajutorul sistemului de vedere artificiala (VA) (II)** 30

Nicola Maria, Badea Teodora: **Studii privind anodizarea dura a aluminiului** 33

Eniu Magda: **Cercetari pentru stabilirea tehnologiei de epurare a gazului de cocs de acidul cianhidric** 40

Sava Marcela, Pascu Romulus: **Cercetarea stereometrica a pulberii de fier comprimata** 43

Dina Vasilica, Nicolae Avram: **Criterii de baza in alegerea cuptoarelor de incalzire electrice pentru tratamente termice** 46

Dina Vasilica, Mihailescu Christian, Nagy Daniela: **Studii privind gazodinamica stratului fluidizat folosit ca mediu de incalzire in vederea tratamentelor termice ale pieselor metalice** 50

Brabie Gheorghe: **Contributii la stabilirea geometriei semifabricatelor utilizate la generarea prin rasucire a profilelor elicoidale** 54

Mazilu Nicolae, Agop Marcel, Grancea Viorel, Vizureanu Petre: **Evaluarea teoretica a ratei de producere a defectelor in reteaua cristalina** 57

Cretu Steliana, Calin Camelia Georgeta: **Protectia anticorosiva a otelurilor carbon in mediu de acid clorhidric prin utilizarea inhibitorilor de coroziune organici** 63

Evenimente internationale 68, 71

Revista revistelor 23, 29,39, 42, 49, 62,70

Colegiul onorific de redactie

(în ordine alfabetica)

LUCIAN AMANCEI, VICTOR BERTALAN, ROMULUS BUDISTEANU, ION CHIOSE, SORIN DIMITRIU, MIRCEA DOBRESCU, VICTOR GUIDEA DANILA, ALEXANDRU FLOREA, ÊMIL FLORIAN, LADISLAU FRUMOSU, RADU HANGA, PETRE IANC, GHEORGHE LEPADATU, IOAN VICTOR MANOLESCU, STEFAN MARGINEANU, VIOREL MUNTEANU, MIHAELA PANA, VASILE PARPALA, CRISTIAN PIRVAN, BUJOR ROSCA, SILVIU SAMOILESCU, EUGEN SANDU, IOAN FLORENTIN SANDU

Redactor responsabil: prof. dr. ing. I. VÂRCOLACU

Revizie tehnica: prof. dr. ing. I. VÂRCOLACU

Sef CIDMET: ing. Brândusa Florentina Scortea

Redactor: ing. Brândusa Florentina Scortea

Corectura: Rodica Rosu, Mirela Bleoju

Tehnoredactare computerizata: Lidia Vereanu

Redactia si administratia: Bucuresti, str. Mendeleev, nr.21-25, sector 1, cod 70168, telefon 01/6594990, fax 01/3124278

Institutiile pot achita abonamentele în contul nostru de virament nr. 30 15 20 201 BCR-SMB.

Costul abonamentului:lei 36000

Readers from abroad can subscribe through Rodipet S. A. P. O. Box 33 - 57, fax 0040-1-3129432 sau 3129433, telex 11995 - Piata Presei Libere nr. 1, sect 1, Bucuresti, Romania

Copyright © 1948 S. C. SIDEROM S. A. CIDMET

Reproducerea de parti din aceasta revista este permisa cu acordul scris al editorului

Constantin Bratu et al: **The numerical evaluation of the internal defects in castings and ingots**

This paper presents the results obtained for the numerical evaluation of internal defects (A segregation) in ingots and castings. The used method is finite element and criteria relations.

Metalurgia 47(1995), nr. 7, p. *5*

Constantin Bratu, et al: **Numeric simulation of primary structure growth by fractals growth mechanisms**

The paper shows a new method of simulating primary structure formation in metallic materials. The method does not use classic functions for mathematical modelling of nucleation and growth processes and is based on a random numbers generator and an algorithm suggested by the authors.

Metalurgia 47(1995), nr. 7, p. *9*

Constantin Bratu et al : **Computer aided design of the chill for pistons casting**

This paper deals with the simulation programs of computer aided design of the casting technology of pistons for Diesel engines and the chill used to cast them.

The experimental program has in view some casting technologies for hot tops location and two chill kinds.Finally a technological alternative has been obtained which assures a low manufacture price for both the piston and the chill.

The simulation has used the SimCAD v.2.0 simulation program worked out at the Bucharest Politechnica University.

Metalurgia 47(1995), nr. 7, p. *11*

Pavel Tripa: **Investigation of RT ductility and toughness of heat resistant steels used in steam duct manufacture**

Metalurgia 47(1995), nr. 7, p. *16*

Tiberiu Rusu: **Mathematical models for measuring temperatures in tempering zones**

Metalurgia 47(1995), nr. 7, p. *20*

Dragos Taloi et al: **Mathematical model of the energy balance for suspension melting of copper concentrates**

The program based on this model may be used, by changing input data, to evaluate theoretic fuel consumption.

Heat losses through vessel walls are accurately computed by the authors.

Metalurgia 47(1995), nr. 7, p. *24*

Cezar Balescu: **Metal surface quality analysis using artificial view system**

The authors give the program systems used to process data required by artificial viewing systems.

Some test results in roughness assessment by Ra and Rz are also shown

Metalurgia 47(1995), nr. 29, p. *30*

Maria Nicola, Teodora Badea: **On hard aluminium anodizing**

Pure (99.99%) Al was used. Three types of electrolytes were tested (based on oxalic, citric acids, Ti and K oxalate and their mixes). Current density, temperature and anodizing time were varied and oxide layer hardness, abrasion and corrosion resistance were monitored.

The electrolyte allowing optimal anodizing was based on H_2SO_4 (200 g/l), the current deensity was 3.4 - 4.5 A/dm^2, the temperature was - 5 to ^{0}C, time 60 min.

The resulted layer, 80 μm thick, had a 600 UPN hardness and a very good corrosion resistance (170 hrs expposed to acetic salt mist)

Metalurgia 47(1995), nr. 7, p. *33*

Magda Eniu: **Researches to find a technology of removing hydrocyanic acid from coke gas**

The authors show some possibilities of removing hydrocyanic acid from coke gas, taking into account the fact that in the coke gas scrubbing process the acid is taken over by waste water as toxic salts (cyanides and rodanides) or it is found as such in the coking plant atmosphere.

They have measured hydrodynamic acid concentrations in coking plant gas at "SIDERCA" - Calarasi and on the basis of the results have proposed two acid removing alternatives with plants located in two different points on coke gas line.

Metalurgia 47(1995), nr. 7, p. *40*

Marcela Sava, Romulus Pascu: **Stereometric investigation of pressed iron powder**

Metalurgia 47(1995), nr. 7, p. *43*

Vasilica Dina, Nicolae Avram: **Basic criteria of choosing electric furnaces for heat treatments**

Metalurgia 47(1995), nr. 7, p. *46*

Vasilica Dina et al: **On dynamic regime of the fluidized bed, used as environment for heat treatment operations**

The goal of the Romanian industry revamping, especially for metallurgical and processing industries, is to reduce energy and material consumption, on the hand, and on the other hand to reduce emission of pollutants, in connection with improvement of final goods quality.

Metalurgia 47(1995), nr. 7, p. *50*

Gheorghe Brabie: **On geometry evaluation of blanks used to generate, by twisting, helical profiles**

The main factor contributing to achieving the geometry and accuracy of the finished component is the shape of the blank. The elements on which the blank geometry evaluation is based are blank geometry evaluation is based are blank cross section geometry and size.

The evaluation of cross - section geometry starts from finished component cross - section providing for corections for twisting process phenomena. The evaluation of blank and groove size starts from finished component size, providing for corections and allowances for blank size changes during twisting, process conditions and final processing operations

Metalurgia 47(1995), nr. 7, p. *54*

Nicolae Mazilu et al: **Theoretical Valuation of the Flaw Producing Rate in the Crystalline Solid**

Using the coherent stage's formalism has to be evaluated the average energy of an atom immediate after the collision with a neutron. Taking in account " the hidden symetry" of the process was calculated the general expression of the "giving up potential" in its dependence with the flux, temperature, goal's fraction etc.

Metalurgia 47(1995), nr. 7 p. *57*

Steliana Cretu, Camelia Georgeta Calin: **Carbon steels anticorrosive protection in chlorine hydride medium using organic corrosion inhibitors.**

Metalurgia 47(1995), nr. 7, p. *63*

Sidex

Iron and Steel Complex of Galati

Manufactures and exports for you

Hot Rolled Flat Products

- Ordinary steel strips and plates for constructions
- Fine grained steel strips nad plates for welded constructions
- Atmospheric corrosion resistant steel strips and plates
- Shipbuilding steel plates
- High quality carbon steel strips and plates for machine building
- Steel plates for boilers and pressure vessels
- Steel strips and plates for cold bending and deep drawing
- Steel strips and plates for side bars and other parts with small bending radius
- Steel plates for mining equipment
- Stainless steel strips and plates and refractory steel for nuclear and aeronautical industry
- Steel strips and plates for automobile rims

Other Products

- Liquid and gas oxygen
- Liquid and gas nitrogen
- Liquid and gas argon
- Granulated blast-furnace slag
- Non-iron slag

Steel Semi-products

- Continuous cast or rolled slabs
- Continuous cast blooms
- Rolled billets
- Coke-chemical products
- Blast furnace coke
- Ferro-alloys coke
- Fine coke
- Coke-chemical ammonia sulphate
- Concentrated ammonia water
- Coal tar
- Technical ammonia
- Aromatic fractions
- Coke plant technic sulphur
- Pit coal tar
- Pit coal creosote for carbon black
- Coke-chemical absorption oil
- Phenolic fraction
- Crude anthracene
- Naphthalene
- Technical ferric sulphate
- Bitum

Cold Rolled Sheet

- Thin steel strips and sheets for cold formed shapes and welded pipes
- Sheets and strips for deep drawing
- Steel sheets and strips for car industry and ships

A life experience on the steel market and many friends in the steel bussines!

str. Siderurgistilor 1, Galati 6200, Tel:036 43.19.00, Telex 51 257

ESTIMAREA PRIN METODE NUMERICE A DEFECTELOR INTERNE CE APAR LA TURNAREA PIESELOR SI LINGOURILOR

Dr. ing. Constantin Bratu, profesor universitar
ing. Ovidiu Bogdan **Universitatea "Politehnica" Bucuresti**
dr. ing. Cezar Balescu, conferentiar

C. Z.: 621. 74

Metoda utilizata pentru estimarea defectelor de tipul segregatiilor A si microretasurilor

Pentru analiza formarii defectelor interne de tipul segregatiilor si microretasurilor în lingouri de forja si piese turnate s-a utilizat o metoda numerica de experimentare, metoda ce are la baza metoda elementului finit. De asemenea, în programul de experimentare s-a utilizat si un criteriu fizic ce are la baza principalii parametri ai procesului de solidificare (viteza de racire în intervalul de solidificare si viteza de solidificare) si compozitia chimica a otelului turnat. In figura 1 este prezentat modul de utilizare a programului de simulare si a criteriului fizic pentru aprecierea amplasarii zonelor cu segregatii A sau microretasuri. Dupa cum se poate observa din schema prezentata anterior, este necesara compararea distributiei criteriului mentionat deja cu o valoare critica la care defectele interne încep sa fie prezente. Valoarea acestui criteriu se poate determina experimental cu o instalatie special construita sau prin calcul, în functie de compozitia chimica a otelului. Daca valoarea critica pentru un anumit otel este sub valorile determinate prin simulare atunci otelul nu va prezenta defecte interne. In caz contrar, acestea vor fi prezente.

Programul experimental

Experimentul numeric s-a realizat dupa urmatoarea schema de experimentari:

- *simularea solidificarii lingoului cu raportul H/D = 2,0 si calculul vitezelor de racire si solidificare pe întreaga sectiune;*
- *simularea solidificarii lingoului cu raportul H/D-1,0, calculul vitezelor de racire si solidificare;*
- *aprecierea zonelor cu segregatii de S si P utilizând criteriul de aparitie a segregatiilor A în cazul turnarii otelurilor analizate în lingoul cu H/D = 2,0;*
- *aprecierea zonelor cu segregatii A în cazul turnarii otelurilor în lingoul cu raportul H/D = 1,0;*
- *simularea solidificarii si aprecierea zonelor cu defecte interne în lingoul cav.*

Rezultate experimentele

Experimentele numerice au avut în vedere tipurile de otel elaborate dupa tehnologia clasica si

Tabelul 1

Tipul de otel	C	Si	Mn	P	S	Ni	Cr	Mo	V
Ni - Cr - Mo - V	0,25	0,05	0,26	0,07	0,012	3,66	1,69	0,44	0,12
Ni - Cr - Mo - V	0,23	0,14	0,27	0,06	0,008	3,20	1,57	0,50	0,11
Cr - Mo	0,28	0,06	0,67	0,01	0,007	0,20	1,06	0,35	-
Cr - Mo	0,29	0,25	0,70	0,1	0,012	0,29	1,16	0,35	-

Tabelul 2

Materialul	λ, W/mK	ρ, kg/m^3	Cp, kJ/kg
Otel	23	7800	750
Lingotiera	47	7100	600
Maselotiera	2	1600	1080

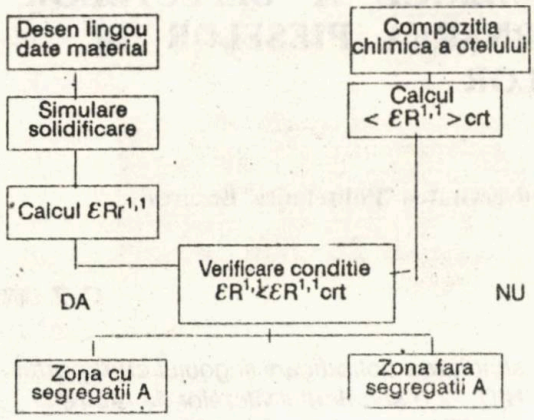


Fig. 1
Metoda de cercetare utilizata
Diagram used to fond out segregations zones

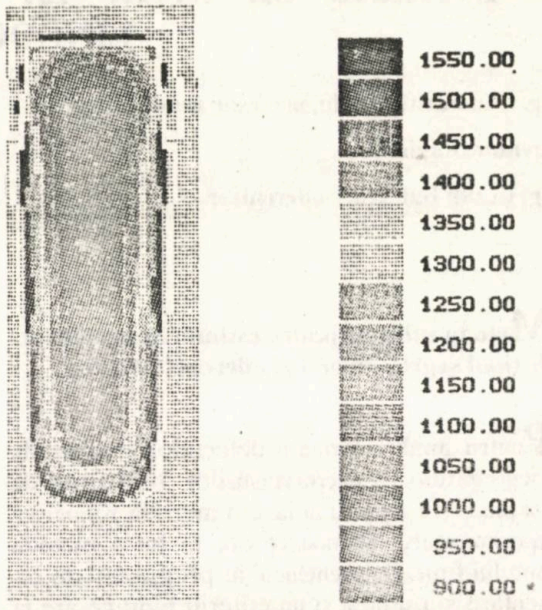


Fig. 3
Câmpul de temperaturi în sectiunea lingoului du H/D = = 2
The temperature field after three hours in ingot section (H/D = 2)

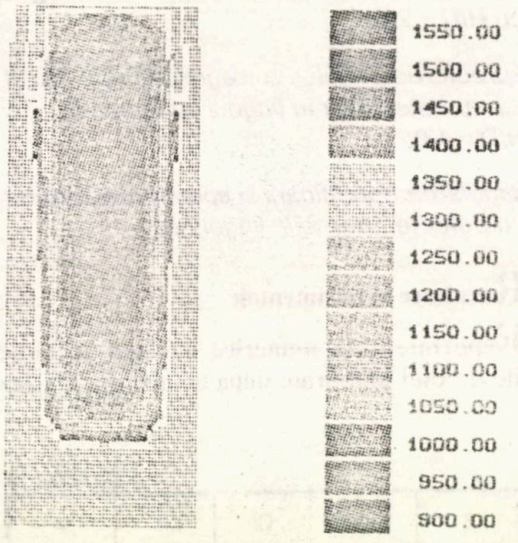


Fig. 2
Câmpul de temperaturi în sectiunea lingoului dupa 1 ora, H/D = = 2
The temperature field after an hour in ingot section (H/D = 2)

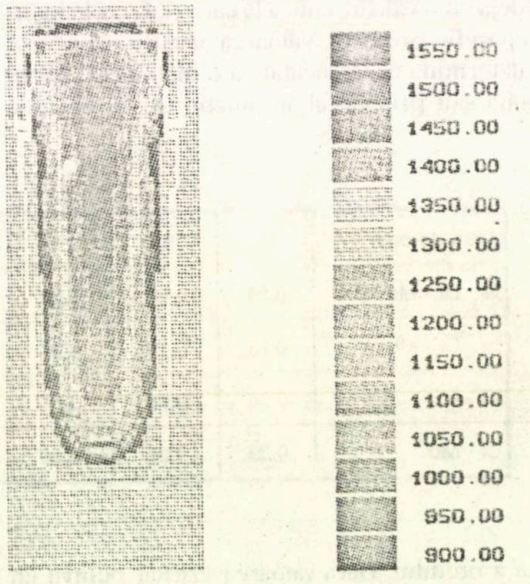


Fig. 4
Câmpul de temperaturi în sectiunea lingoului dupa 7 ore, H/D = = 2
The temperature field after seven hours in ingot section (H/D = = 2)

dupa tehnologia de dezoxidare cu carbon în vid. In tabelul 1 sunt prezentate compozitiile chimice ale otelurilor analizate.

Datele termofizice utilizate în programul de simulare sunt cele prezentate în tabelul 2.

Simularea procesului de solidificare s-a realizat utilizând 10000 elemente finite, coordonate axi-simetrice si un numar de 10 pasi de timp, fiecare pas de timp având 3600 secunde. Timpul total simulat a fost de 10 ore.

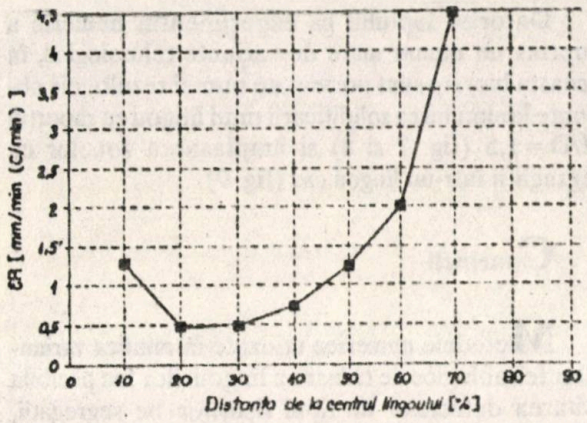


Fig. 5

Distributia vitezei de racire si a vitezei de solidificare pe sectiunea lingoului cu raportul H/D = 2

Cooling and solidificaton rates distribution in ingot section (H/D = = 2)

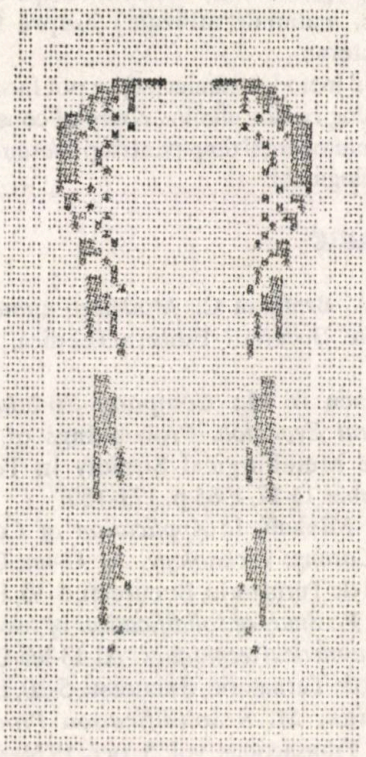


Fig. 6

Amplasarea zonelor cu segregatii A in lingoul cu H/D = 1,5; otel cu Cr - Mo cu Si > 0,1 (dezoxidare clasica)

Location of A - type segregation zones in the ingot

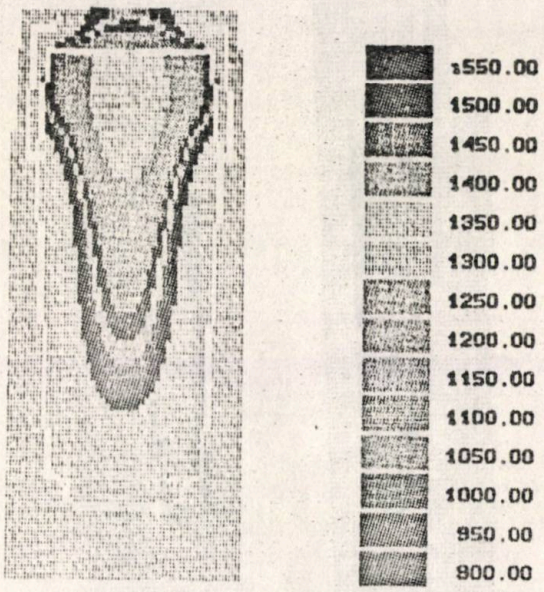


Fig. 7

Câmpul de temperaturi in sectiunea lingoului dupa 17 ore, H/D = = 1,5

The temperature field in the ingot section after an hour (H/D = = 1,5)

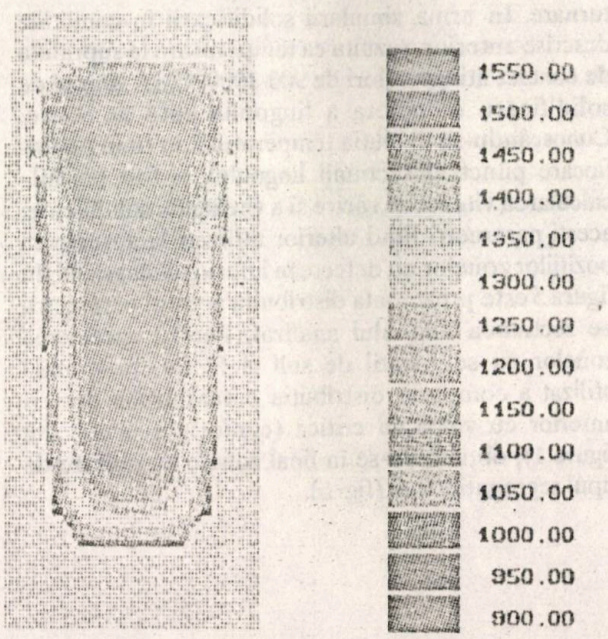


Fig. 8

Câmpul de temperaturi in sectiunea lingoului dupa 1 ora, H/D = = 1,5

The temperature field in the ingot section after 17 hours (H/D = = 1,5)

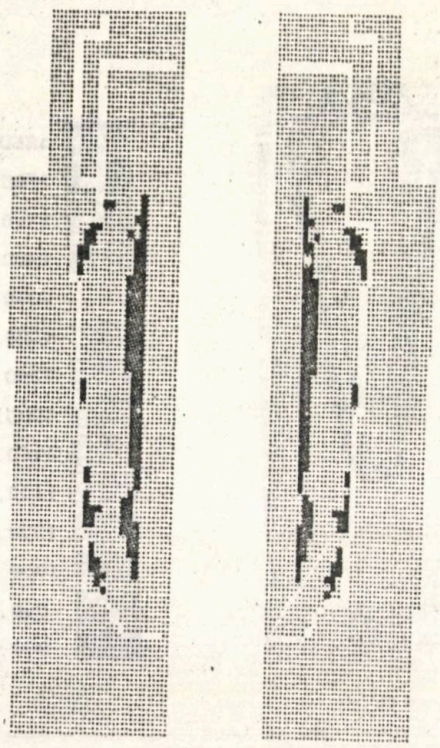


Fig. 9
Amplasarea zonelor cu segregatii A în lingoul cav din otel 0,7 % C - Ni
Location of A - Type segregation zones in a hollow ingot

În figurile 2, 3 si 4 este prezentata evolutia câmpului de temperatura pentru lingoul cu raportul H/D = 2,0 (lingou de 60 tone), dupa 1, 3 si 7 ore de la turnare. In urma simularii solidificarii în conditiile descrise anterior, rezulta ca temperatura la suprafata de contact atinge valori de 900-1000^{0}C, iar timpul de solidificare completa a lingoului este de 9 ore. Cunoscându-se evolutia temperaturii în timp pentru fiecare punct al sectiunii lingoului, a fost posibila calcularea vitezei de racire si a vitezei de solidificare, acesti parametri fiind ulterior utilizati la aprecierea pozitiilor zonelor cu defecte în interiorul lingoului. In figura 5 este prezentata distributia acestui parametru pe sectiunea lingoului analizat. Pentru aprecierea zonelor cu segregatii de sulf si fosfor, programul utilizat a comparat distributia parametrului descris anterior cu valoarea critica (conform schemei din figura 1), obtinându-se în final zonele cu defecte de tipul segregatiilor A (fig. 6).

Datorita faptului ca experimentul numeric a cuprins un numar mare de variante tehnologice, în aceasta lucrare sunt prezentate numai rezultatele obtinute la simularea solidificarii unui lingou cu raportul H/D = 1,5 (fig. 7 si 8) si amplasarea zonelor cu segregatii într-un lingou cav (fig. 9).

Concluzii

Metodele numerice utilizate în analiza variantelor tehnologice de turnare a lingourilor fac posibila evitarea defectelor de tipul fisurilor pe segregatii, defecte ce pot aparea la forjarea lingourilor.

Programele de simulare a proceselor de transfer de caldura pot face experimente numerice în vederea determinarii influentei diferitilor factori tehnologici (cum ar fi temperatura de turnare, temperatura de preîncalzire, materiale utilizate) asupra formarii defectelor interne.

Utilizând metodele numerice, se pot face experimente tehnologice care elimina complet consumurile de energie, manopera si timp pentru punerea la punct a unor tehnologii noi.

BIBLIOGRAFIE

[1] **Olariu V., Bratianu C.**: *Modelare numerica cu elemente finite.* Bucuresti, Editura Tehnica, 1986, p. 344

[2] **Stefanescu D. M.**: *Computer Simulation of Microstructural Evolution.* Proceedings of a symposium The Metallurgical Society in Toronto, Canada, october 13-17, 1985 p. 171-189

[3] **Arad, V. Minkoff, I.**: *Application of Computer Methods in Castings Technology.* Al 43-lea Congres International de Turnatorie, Bucuresti, 5-10, IX, 1976

[4] **Reddy G. P.**: *Study of solidification of two elbows junctions by numerical techniques.* Al 43-lea Congres International de Turnatorie, Bucuresti, 5-10, IX, 1976

[5] **Flemings, M. S.**:*Solidification Processing,* Metalurgical Transactions. vol. 5, oct. 1974 p. 2121-2134

[6] **Flemings M. S.**: *Solidification Processing.* New York, 1974, p. 364

[7] **Andrej B.**: *The mathematical model of heath transfer in the steel cast strand.* Metallurgy and Foundry Engineering Polonia, nr. 1, vol. 19, 1983, p. 31 - 41

SIMULAREA FORMARII STRUCTURII PRIMARE PRIN MECANISMUL DE CRESTERE FRACTALA

Dr. ing. Constantin Bratu, profesor universitar
ing. Ovidiu Bogdan
dr. ing. Cezar Balescu, conferentiar
Universitatea "Politehnica" Bucuresti

C. Z.: 621.74

Simularea formarii structurii primare este o problema care preocupa multi cercetatori, încercându-se rezolvarea acesteia prin diferite metode. Toate aceste preocupari sunt determinate de faptul ca structura primara influenteaza în mod decisiv calitatea interna a pieselor turnate. In prezent, la simularea formarii acesteia se folosesc diferite modele matematice dar nici unul dintre acestea nu a reusit sa rezolve aceasta problema la nivelul structurii dendritice. Lucrarea de fata îsi propune sa abordeze problema simularii formarii structurii având în vedere o metoda mai putin întâlnita în prezent, si anume metoda cresterii fractale.

Posibilitati de utilizare a mecanismului de crestere fractala în analiza proceselor de crestere

Un fractal este o figura plana sau în spatiu, care se caracterizeaza prin faptul ca, daca se mareste un oarecare detaliu al sau, se regaseste motivul initial, indiferent de scara de observatie.

Invarianta prin schimbarea scarii este o caracteristica de baza a fractalilor, alaturi de un alt aspect interesant, care este dimensiunea fractala. Contrar acceptiunii curente a acestui termen, aceasta marime nu este un numar natural, ci un numar real. Cu cât un fractal umple mai bine o zona plana sau o zona tridimensionala, cu atât dimensiunea lui se apropie de 2 respectiv 3.

În anul 1981, T. Witten si L. Sander au propus un mecanism de crestere fractala denumit agregare prin difuzie limitata. Acest tip de fractal, corespunde unei cresteri dezordonate si ireversibile, stabilind o legatura între fractali si mecanismele cresterii. Plecând de la acest model, s-au facut în ultimul timp numeroase încercari de simulare a diferitelor procese fizice, obtinându-se rezultate notabile atât în biologie cât si în stiintele tehnice. In particular, în domeniul materialelor sunt încercari de simulare a proceselor fizice ce apar în cursul tratamentelor termice si al proceselor de vaporizare.

Simularea formarii structurii dendritice

Având în vedere cele prezentate anterior, se propune utilizarea cresterii fractale si în cazul formarii structurii dendritice. Datorita faptului ca aceasta structura se formeaza în urma aglomerarii de mici particule ce se adauga succesiv, s-a realizat un program care sa genereze o astfel de aglomerare.

Modelul matematic, care are la baza un generator de numere aleatoare, are în vedere urmatorii pasi:

- *plaseaza o particula într-un punct dat pe ecran si o alta la o oarecare distanta fata de prima;*
- *cea de-a doua particula este programata astfel încât sa efectueze o serie de pasi aleatori (miscare browniana simulata) pâna în momentul în care distanta dintre cele doua particule este egala cu diametrul primei particule;*
- *în momentul când cele doua particule se vor uni, se va lansa o noua particula care se deplaseaza dupa legea descrisa anterior s.a.m.d.*

În figura 1 este prezentat un program scris în limbajul PASCAL, program care are la baza algoritmul prezentat anterior, iar în figura 2 este prezentata o structura de tip dendritic obtinuta cu ajutorul acestui program.

Cuplarea modelelor de tip fractal cu cele de simulare a transferului de caldura

Daca se tine seama de faptul ca în cursul procesului de formare a structurii dendritice un rol important îl au procesele de transfer de caldura, este necesara cuplarea modelelor de tip fractal (ca cel prezentat anterior) cu cele specifice simularii transferului de caldura. Acest cuplaj este necesar si datorita faptului ca modelul de tip fractal poate asigura numai modelarea la nivel microstructural. Prin cuplarea acestui tip de model cu modele ce simuleaza transferul de caldura este posibil si controlul deplasarii particulelor ce participa la formarea dendritelor. Astfel, modificând conditiile de deplasare a particulelor pe ecran în functie de conditiile de transfer termic, putem obtine aglomerari de particule mai fine sau mai grosolane, aglomerari ce formeaza în final o structura dendritica mai fina sau mai grosolana.

```
program ciff;
uses crt,graph;
const xmax=640;
      ymax=480;
var i,j,k,x,y,x_end,y_end,f,xp1,yp1,xp2,yp2:word;
      driver,modus,xOrig,yOrig:integer;
    a,b,co,si,t:real;
    vect:array[1..150,1..150] of integer;
    PozY,PozX,CulOixel,TestCul:byte;
    PozPixel:array[1..2,1..2] of byte;
    Test:boolean;
procedure spot1;
    var j,k,x,y,x_end,f,xp1,yp2,xp2,yp2:word;
    drive,modus,xOrig,yOrig:integer;
    a,b,co,si,t:real;
    PozY,PozX:byte;
    PozPixel:array[1..2,1..2] of byte;
    Test:boolean;
begin
    PozY:=trunc(random*250);
    PozX=0;
    repeat
      PozX:=PozX+1;
      PozPixel[2,1]:=PozX;
      PozPixel[2,2]:=PozY;
      putpixel(PozX,PozY,CulPixe');
      putpixel(PozC-1,PozY,0);
until (getpixel(PozX+1,PozY)=15) or
      (getpixel(PozX+1,PozY)=1
      (getpixel(PozX+1,PozY+1)=15) or
      (getpixel(PozX+1,PozY+
      (getpixel(PozX+1,PozY-1)=15) or
      (getpixel(PozX+1,PozY-1)
end;
begin
  for i:=1 to 150 do for j:=1 to 150 do vect[i,j]:=0;
    driver:=detect;
    DetectGraph(driver,modus);
    driver,.vga then
    begin
      writeln('Placa grafic nu este vga');
      halt;
      end;
    modus:=vgahi;
    InitGraph(driver,modus,'D;\tp');
    SetBkColor(black);
    xOrig:=200;
    yOrig:=200;
    SetViewPort(xOrig,yOrig,xOrig+2700,yOrig+250,true);
    setcolor(15);
    line(250,0,250,250);
    line(251,0,251,250);
    line(252,0,252,250);
    line(253,0,253,250);
    for i:=1 to 10000 do
    begin
    CulPixel:=15;
    spot1;
    end;
    repeat until KeyPressed;
    CloseGraph;
end.
end.
```

Fig. 1

Program pentru generarea formarii structurii primare prin metoda cresterii fractale

Simulation program for primary structure formation with fractals growth mechanisms

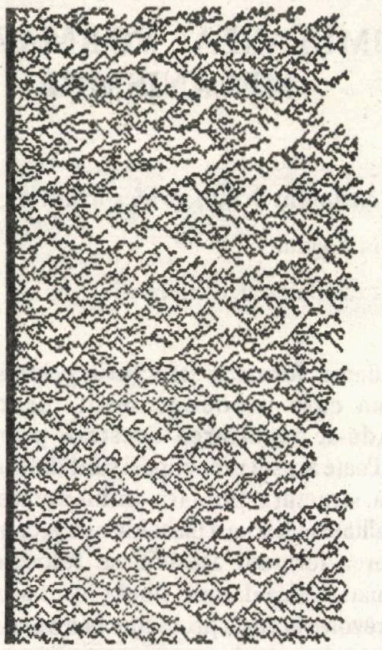


Fig. 2

Structura dendritica obtinuta prin mecanismul de crestere fractala

Dendritic structure resulted from fractals growth mechanism

Concluzii

În urma studiului realizat s-a ajuns la concluzia ca modelele de tip fractal pot constitui un prim pas în simularea mecanismului de crestere a dendritelor ce apar în structura materialelor metalice. De asemenea, s-a ajuns la concluzia ca acest tip de model poate fi utilizat numai la nivel microstructural, iar pentru o descriere cât mai exacta a procesului de germinare si crestere este necesara cuplarea acestui tip de model cu modele matematice ce simuleaza transferul de caldura.

BIBLIOGRAFIE

[1] **Marinescu M**, s.a.: *Teoria fractala a vaporizarii.* Conferinta Nationala a Termotehnicienilor, Bucuresti, 28-29 mai 1993

[2] **Petrila T., Gheorghiu C. I.**: *Metode, element finit si aplicatii.* Bucuresti, Editura Academiei Române, 1987

[3] **Balandin G. F.**: Osnovî teorii formirovania otlivki, Moscova, Masinostroenie, 1976

[4] **Longa W.**: Krzepniecie odlewow, "Slask", Katowice, 1985

PROIECTAREA ASISTATA DE CALCULATOR A COCHILELOR PENTRU TURNAREA PISTOANELOR

Dr. ing. Constantin Bratu, profesor universitar
ing. Ovidiu Bogdan
dr. ing. Cezar Balescu, conferentiar
Universitatea "Politehnica" Bucuresti

C. Z.: 621.74

Proiectarea tehnologiei de turnare a pistoanelor pentru masini termice este una dintre etapele care au o deosebita importanta atât în ceea ce priveste pretul de cost cât si fiabilitatea în functionare.

Pistoanele formeaza o grupa distincta de piese turnate în forme metalice, fiind caracterizate de faptul ca sunt repere de configuratie complexa cu treceri bruste de la pereti grosi la cei subtiri. Din acest motiv realizarea unei tehnologii care sa asigure pistoane fara defecte interne este dificil de realizat prin tehnicile actuale de proiectare.

În lucrare se prezinta modul de proiectare a unei tehnologii de turnare a pistoanelor pentru motoare Diesel, un pr gram specializat pe analiza solidificarii pieselor turnate. La analiza s-au avut în vedere diferite variante tehnologice de maselotare si alimentare a piesei turnate în vederea obtinerii unei piese cu compactitate ridicata si cu pret de cost redus.

Programul experimental

În vederea proiectarii asistate de calculator a tehnologiei de turnare a pistoanelor pentru motoare Diesel s-a realizat urmatoarea schema de experimentari numerice:

- *simularea solidificarii piesei finite (fara adaosuri tehnologice) în doua din planele de sectionare a ansamblului piston-matrita (sectiunea cu locasul boltului si sectiunea longitudinala), în vederea punerii în evidenta a nodurilor termice;*
- *simularea procesului de solidificare a piesei brute turnate în urmatoarele variante tehnologice;*
- *maselota masiva în partea superioara a pistonului;*
- *maselota amplasata numai în zona nodurilor termice de la capatul pistonului;*
- *alimentarea în fanta fara maselota laterala;*
- *alimentarea în fanta, printr-o maselota laterala amplasata pe lungumea corpului pistonului. In acest caz simularea s-a realizat si în sectiune transversala;*
- *simularea solidiificarii pistonului într-o matrita de turnare profilata, prevazuta cu un sistem de racire în zona masiva a pistonului pentru asigurarea dirijarii solidificarii. Pacirea a fost asigurata prin intermediul unui racitor plan din cupru cu pereti dubli cu circulatie de apa, amplasati în zona superioara.*

Pistonul a fost realizat dintr-un aliaj pe baza de aluminiu ATSil8 având urmatoarea compozitie chimica, %: Al rest; Si 16 - 19; Cu 0,8 - 1,5; Mg 1,0 - 1,3; Ni 0,8 - 1,3; Fe 0,70; Mn 0,20; Zn 0,20; Ti 0,20.

Turnarea s-a realizat într-o matrita de turnare din otel refractar având compozitia chimica, %: Fe rest; C 0,4 - 0,5; Cr 13 -15; Mi 13 - 15; Mo 0,2 - 0,4; W 2,00 - 2,75

Temperatura de turnare a aliajului lichid a fost de 650^0C.

Rezultate experimentale

Simularea solidificarii piesei turnate fara adaosuri tehnologice

Simularea procesului de solidificare a piesei finite, în doua sectiuni (sectiunea longitudinala si sectiunea ce cuprinde zona locasului pentru bolt), a fost realizata în vederea depistarii nodurilor termice. Datele termofizice utilizate ca date de intrare în program sunt aratate în tabelul 1.

Datorita faptului ca în aceasta etapa ne intereseaza numai pozitia nodurilor termice pe sectiunea pistonului simularea a fost facuta la un singur pas de timp (t = 5 s).

În urma simularii procesului de solidificare în conditiile descrise, în figura 1 este prezentata distributia câmpului de temperatura pentru sectiunea longitudinala. Din aceasta figura rezulta ca dupa aproximativ 5 secunde de la turnare ramâne în stare lichida numai zona de îmbinare de la capul pistonului. Din analiza câmpului de temperaturi pentru aceasta

Tabelul 1

Material	λ		ρ		Cp		T_l	T_1	T_s
	L	S	L	S	L	S	°C	°C	°C
Matrita	-	16	-	7800	-	750	-	-	300
Piston	104	2:3	2300	2700	1290	1090	650	600	550

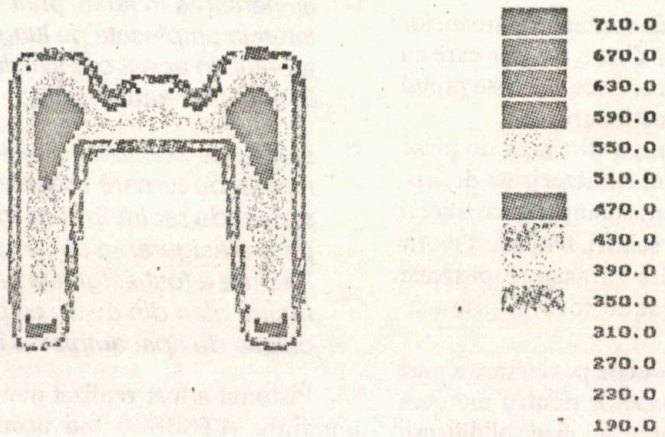


Fig. 1

Câmpul de temperaturi la solidificarea pistonului fara adaosuri tehnologice (sectiune longitudinala)
The temperature range for piston solidification without process additions (centerline section)

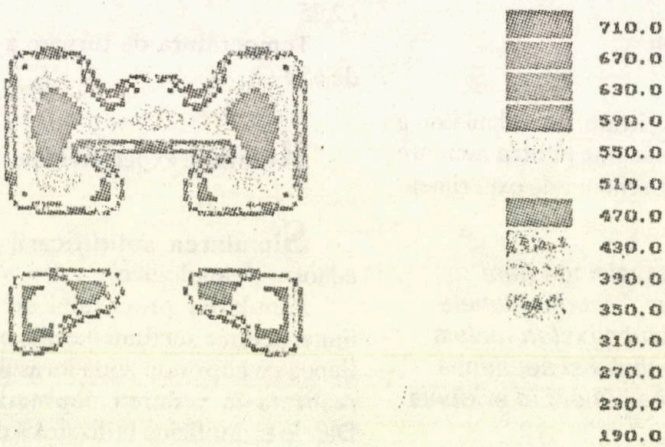


Fig. 2

Câmpul de temperaturi la solidificarea pistonului fara adaosuri tehnologice (sectiune prin zona locasului pentru bolt)
The temperature range for piston solidification without process additions (section through bolt hole)

sectiune se mai poate observa ca ultimele zone aflate în stare lichida sunt cele amplasate în zona laterala a capului pistonului.

În cazul sectiunii prin zona bolturilor câmpul de temperaturi dupa 5 secunde este cel din figura 2. Si din aceasta figura se poate observa modul de amplasare a nodurilor termice.

Datorita faptului ca zonele cu noduri termice depistate în urma simularii solidificarii sunt amplasate în interiorul piesei turnate, este necesara aplicarea unor tehnici de dirijare a solidificarii pistonului prin utilizarea maselotelor sau a altor metode astfel încât sa se asigure o alimentare corecta a piesei

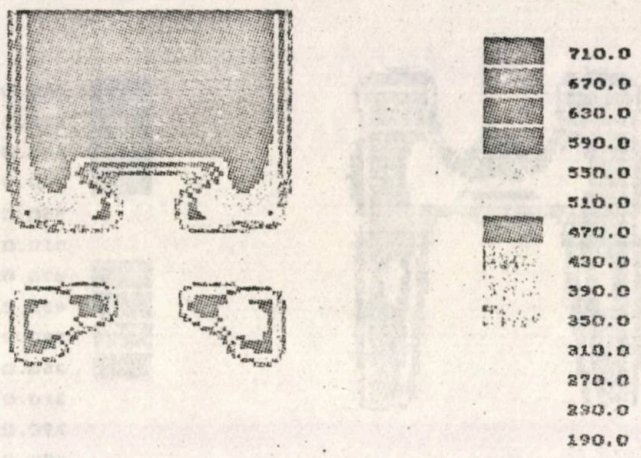


Fig. 3

Câmpul de temperaturi la solidificarea pistonului cu maselota centrala deschisa
The temperature range for piston solidification with center top

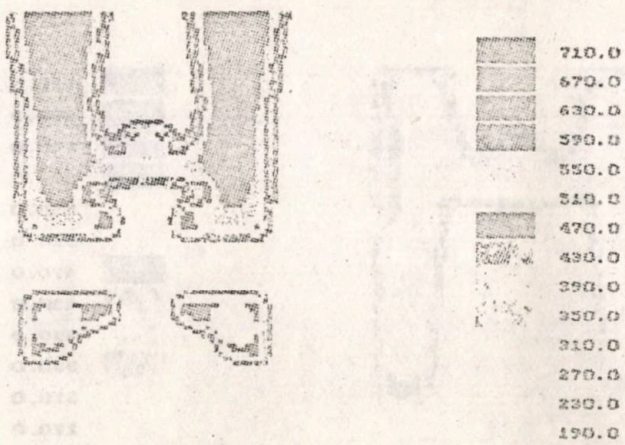


Fig. 4

Câmpul de temperaturi la solidificarea pistonului cu maselota amplasata în zona nodului termic
The temperature range for piston solidification withthe top located near the thermal node

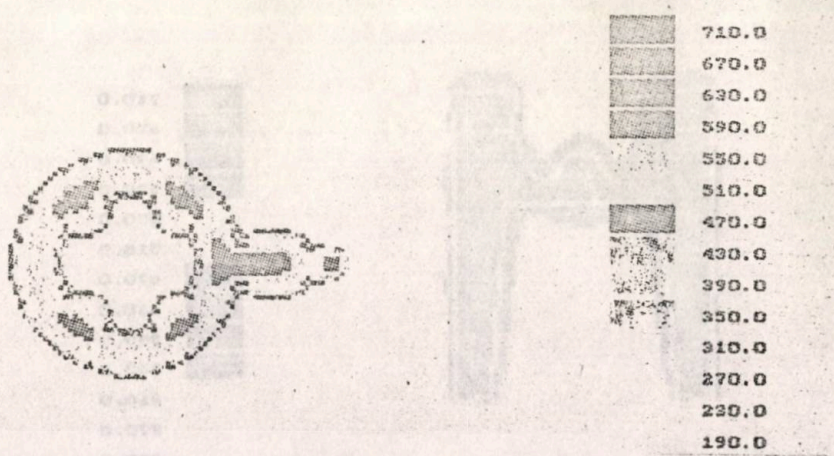


Fig. 5

Câmpul de temperaturi în pistonul turnat cu maselota laterala si alimentare în fanta
The temperature range for side top cast pistons using sloping feeders

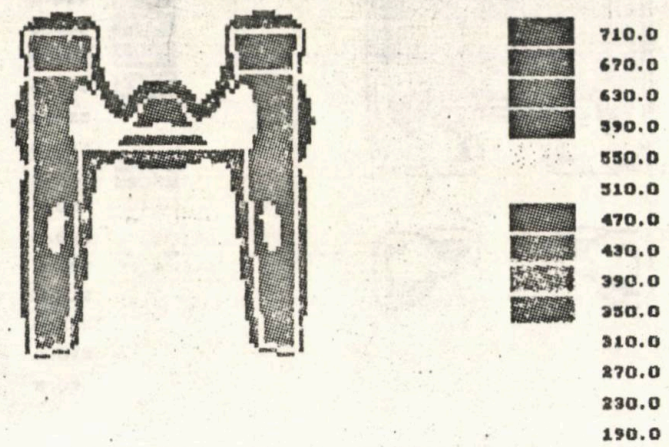


Fig. 6

Câmpul de temperaturi dupa 5 secunde în sistemul matrita - piston în cazul utilizarii unei matrite profilate prevazute cu racitor exterior

The temperature range after 5 sec in the mould piston system when a shaped mould with outer chill was used

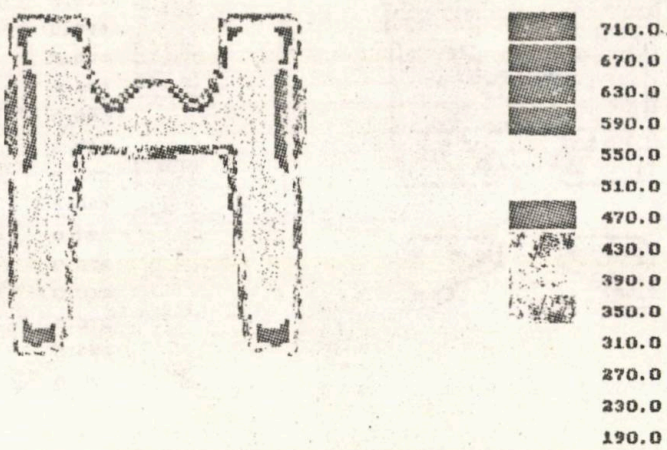


Fig. 7

Câmpul de temperaturi dupa 10 secunde în sistemul matrita - piston în cazul utilizarii unei matrite profilate prevazute cu racitor exterior

The temperature range after 10 sec in the mould piston system, when a shaped mould with outer chill was used

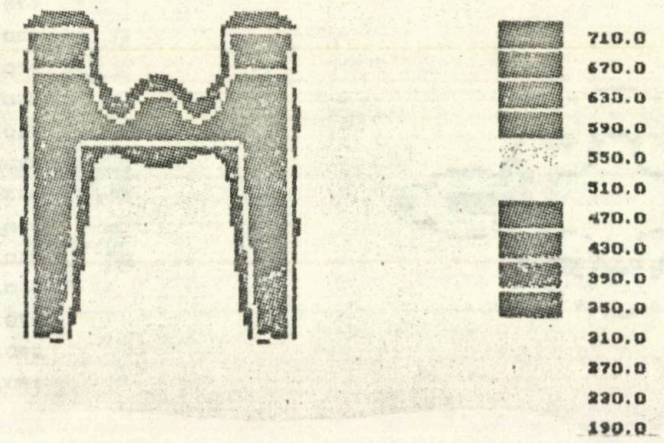
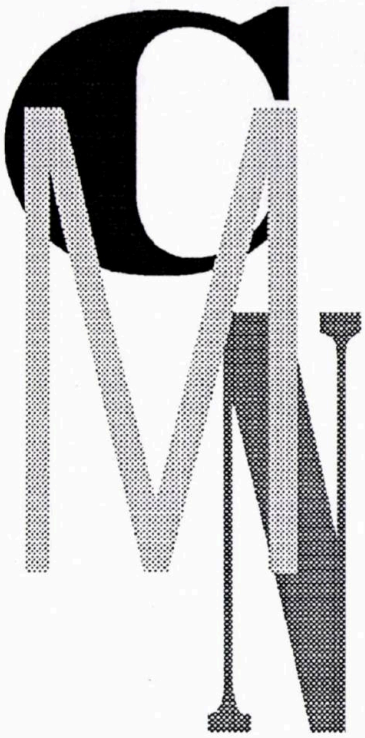


Fig. 8

Câmpul de temperaturi dupa 15 secunde în sistemul matrita - piston în cazul utilizarii unei matrite profilate prevazute cu racitor exterior

The temperature range after 15 sec in the mould piston system, when a shaped mould with outer chill was used



In perioada 27-29 septembrie 1995 se vor desfasura lucrarile celei de-a doua Conferinte Nationale de Metalurgie.

Lucrarile conferintei se vor desfasura în cadrul Universitatii "Politehnica" Bucuresti, Facultatea de Stiinta si Ingineria Metalelor, cu participarea a 330 specialisti din tara si strainatate, din care 295 cu lucrari.

Lucrarile vor cuprinde comunicari în plen, doua "mese rotunde" si comunicari în cadrul a 6 sectiuni de specialitate.

CIDMET

Central de Informare si Documentare pentru Metalurgie

Str. Mendeleev 21 - 25,
sector 1
70 168 BUCURESTI
tel. 659 49 90
fax: 3124278, 3124276

SIDEROM . CIDMET editeaza o serie de publicatii care se transmit firmelor din domeniul metalurgiei si constructiilor de masini din România si din alte tari.

Produsele si tehnologiile, consultanta si asistenta tehnica oferite de firma dumneavoastra pot beneficia de publicitate în materialele periodice pe care le editam si difuzam, cum sunt:

- Revista Metalurgia
- Buletin de Informare Documentara
- Informatii din metalurgia mondiala
- Sumare din reviste straine de specialitate
- Noutati în siderurgie
- Indicatori tehnico-economici

CID

Sumare din reviste est-vest
Diverse publicatii
Traduceri
Carti de vizita
Formularistica de birou

In cazul în care doriti sa va facem publicitate va rugam:
- sa ne transmiteti materialul pentru reclama în forma pe care o doriti (fotografii, diapozitive color, text, machete etc);

- sa transmiteti suma corespunzatoare publicarii reclamelor dorite la BCR S MB 301520201 Bucuresti

MET

Metalurgia
Catalogge de produse
Prospecte
Buletin de informare documentara
Sinteze documentare
Indicatori tehnico-economici
Noutati din siderurgie
Informatii din siderurgia mondiala

Va stam la dispozitie pentru comunicarea tarifelor actuale

turnate, în vederea evitarii aparitiei defectelor de tipul microretasurilor.

Simularea solidificarii pistonului turnat cu maselota centrala deschisa

Din analiza câmpului de temperaturi rezultat în urma simularii solidificarii (fig. 3), rezulta ca utilizând acest tip de maselota este posibila eliminarea nodurilor termice amplasate la îmbinarea pistonului, ultima zona solidificata aflându-se în corpul maselotei. Principalul dezavantaj al utilizarii acestui tip de maselota este consumul ridicat de aliaj lichid, consum care duce la un indice de scoatere scazut si un pret de cost ridicat.

Simularea solidificarii pistonului turnat cu maselota amplasata numai în zona nodurilor termice

Spre deosebire de solutia tehnologica anterioara, amplasând maselota numai în zona nodului termic se poate asigura dirijarea solidificarii piesei turnate practic în aceleasi conditii dar utilizând un consum mai mic de aliaj lichid. In acest caz câmpul de temperaturi este cel din figura 4. Din aceasta figura se poate observa ca nodul termic de la capul pistonului este scos în maselota, fiind astfel evitate aparitia microretasurilor si rebutarea piesei.

Simularea solidificarii pistonului turnat cu alimentare în fanta si maselota amplasata lateral

În figura 5 este prezentat câmpul de temperaturi într-o sectiune prin corpul pistonului si a maselotelor laterale. Din aceasta figura se poate observa ca utilizând acest tip de maselota se obtine o uniformizare a câmpului de temperaturi pe sectiunea piesei turnate. Deci, utilizând aceasta metoda de alimentare a pistonului, pe lânga asigurarea dirijarii se poate obtine si o uniformizare din punct de vedere structural si a caracteristicilor mecanice.

Simularea solidificarii piesei turnate într-o matrita de turnare prevazuta cu un sistem de racire

Aceasta metoda este una dintre cele care permite obtinerea unor pistoane de calitate în conditiile unui pret de cost scazut, obtinut prin reducerea substantiala a consumului de aliaj lichid utilizat la turnarea piesei. Sistemul de racire utilizat la simulare este alcatuit dintr-un racitor plan de cupru cu pereti dubli prin care circula apa. Matrita urmareste configuratia pistonului, iar în zona nodului termic se amplaseaza un racitor pentru a prelua caldura suplimentara care exista în acesta. Câmpul de temperatura obtinut în urma simularii solidificarii pistonului în matrita profilata cu racitor este reprezentat în figurile 6, 7 si 8.

Pentru aceasta varianta tehnologica s-au realizat trei simulari succesive: dupa 5, 10 si 15 secunde de la turnare.

Aceasta metoda permite atât reducerea substantiala a consumului de aliaj lichid utilizat la turnarea piesei, cât si reducerea substantiala a pretului de cost al matritei de turnare prin reducerea volumului de material utilizat la confectionarea acesteia.

Concluzii

Ca tehnica generala pentru proiectarea asistata de calculator a tehnologiei de turnare a pistoanelor pentru motoare termice este necesara parcurgerea urmatoarelor etape:

- *realizarea desenului tehnologic al piesei turnate utilizând un program specializat, cum ar fi AutoCAD;*
- *simularea solidificarii piesei turnate fara utilizarea adaosurilor tehnologice, în vederea depistarii nodurilor termice;*
- *utilizarea diferitelor metode de dirijare a solidificarii pieselor turnate (modificarea adaosurilor tehnologice, amplasarea unor noi maselote, utilizarea materialelor cu capacitate mare de acumulare a caldurii, utilizarea racitorilor interiori sau exteriori etc.);*
- *simularea solidificarii pistonului în noile conditii si urmarirea amplasarii nodurilor termice pe sectiunea piesei turnate;*
- *compararea rezultatelor si alegerea variantei optime.*

În concluzie, prin utilizarea programelor de simulare a solidificarii se poate reduce substantial numarul de experimentari al diferitelor variante tehnologice utilizabile.

BIBLIOGRAFIE

[1] **Serbanescu L. D.**, s.a.: *Programarea sistematica în limbajele PASCAL SI FORTRAN.* Bucuresti, Editura Tehnica, 1984

[2] **Samoilovici Iu. A.**: *Microcompiuter v resenii zadaci cristalizatii slitka.* Moskva, Metallurghia, 1988

[3] **Smrha L.**: *Zatverdevanie i kristalizatia stalnîh slitkov, Moskva.* Metallurghia, 1985

[4] **Longa W.**: Krzepniecie odlewow "Slask", Katowice, 1985

CERCETARI ASUPRA DUCTILITATII SI TENACITATII LA TEMPERATURA NORMALA A UNOR OTELURI TERMOREZISTENTE FOLOSITE ÎN CONFECTIONAREA CONDUCTELOR DE ABUR

Ing. Pavel Tripa, sef de lucrari - Universitatea Tehnica Timisoara

C. Z.: 669. 15.

Sistemele de conducte constituie o componenta de baza în centralele termoelectrice. De functionarea lor în conditii de siguranta depinde însasi functionarea centralei. Distrugerea sau cedarea unei singure componente a sistemului de conducte duce la mari pierderi materiale si economice. Sunt situatii în care avaria poate produce accidente si chiar pierderi de vieti omenesti. In asemenea conditii, specialistii trebuie sa cunoasca bine modul de comportare în diferite regimuri de functionare a materialului din care sunt confectionate conductele.

Pentru cunoasterea comportarii materialului conductelor, sunt necesare încercari mecanice în conditii cât mai apropiate de cele din exploatare.

Observatiile asupra cedarii conductelor de abur din centralele termoelectrice au dus la concluzia ca aceste conducte se fisureaza fara a suferi în prealabil deformatii plastice vizibile. Datorita faptului ca aceste conducte functioneaza în conditii variate de temperatura si presiune, otelul din care sunt confectionate trebuie sa prezinte calitati bune atât de deformabilitate cât si de rezistenta, adica o buna tenacitate. Încercarile mecanice ce se fac asupra acestor oteluri trebuie sa scoata în evidenta caracteristicile de deformabilitate

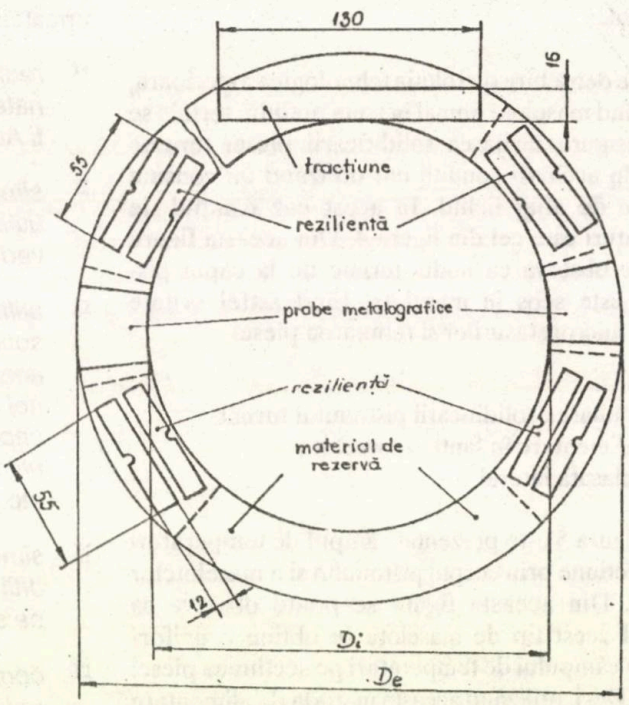


Fig. 1

Tabelul 1

Marca otelului	Compozitia chimica, %										
	C	Si	Mn	P	S	Ni	Cr	Mo	V	Cu	Al
12H1MF	0,12	0,28	0,6	0,015	0,016	0,14	0,39	0,23	0,18	0,14	0,007
	0,14	0,29	0,65	0,02	0,2	0,27	1,02	0,25	0,24	0,22	0,022
CSN15128	0,12	0,28	0,65	0,012	0,013	0,06	0,67	0,41	0,3	0,04	-
	0,13	0,34	0,7	0,017	0,015	0,16	0,62	0,46	0,32	0,11	
X20CrMoV121	0,19	0,4	0,65	0,027	0,005	0,46	11,7	0,92	0,02	0,01	0,013
	0,21	0,43	0,67	0,028	0,006	0,48	12,7	0,95	0,25		0,014

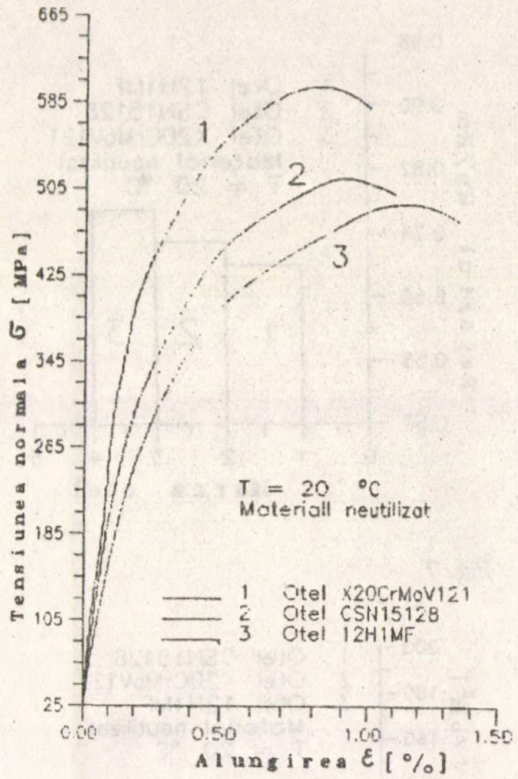


Fig. 2

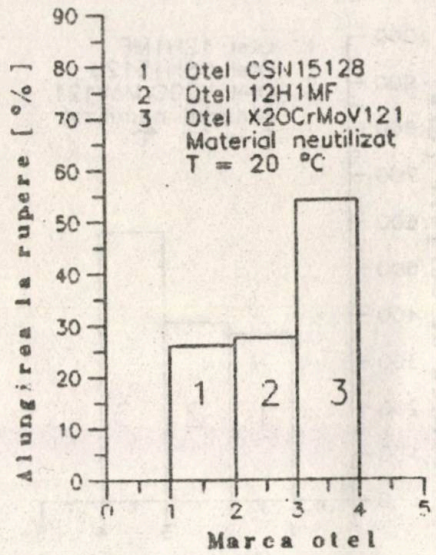


Fig. 3

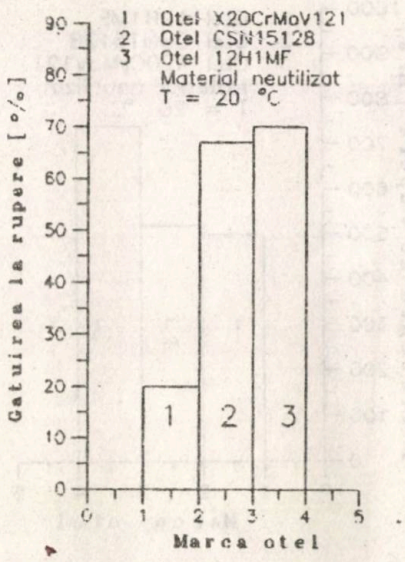


Fig. 4

si de rezistenta, precum si caracterul ductil sau fragil al ruperii acestora.

In lucrare se prezinta unele încercari mecanice si studii efectuate asupra a trei marci de otel termorezistent: 12H1MF, CSN15128 si X20CrMoV121, cele mai mult întâlnite în confectionarea conductelor de abur din centralele termoelectrice românesti.

Cercetarile s-au efectuat la temperatura normala (20^0C) si la temperatura ridicata (500... 600^0C).

În aceasta lucrare se vor prezenta rezultatele obtinute doar la încercarile efectuate la temperatura normala. Pentru aprecierea comportarii materialului s-au utilizat caracteristicile mecanice [1], care, desi nu au o baza teoretica fundamentala, datorita simplitatii lor, sunt foarte utilizate în cercetare. Aceste caracteristici mecanice de material se vor folosi mai mult în cazul comparării comportarii otelurilor si atunci când cercetarile se efectueaza în aceleasi conditii. In tabelul 1 se prezinta compozitia chimica determinata, pentru cele trei marci de otel termorezistent studiate [2]; [3]. Compozitia chimica determinata se încadreaza în limitele prescrise de furnizor.

Modul de prelevare a esantioanelor din care s-au confectionat epruvetele pentru încercari este prezentat în figura 1.

Forma epruvetelor folosite pentru încercari, precum si efectuarea încercarilor sunt conform normelor STAS.

Încercari statice

Comportarea otelurilor poate fi apreciata pe baza formei diagramelor caracteristice la tractiune ($\sigma - \varepsilon$), a alungirii si gâtuirii la rupere (A_n, Z), a rezistentei conventionale la curgere ($R_{po,2}$), a rezistentei de rupere (R_m) si a aspectului suprafetei de rupere.

Forma diagramelor caracteristice la tractiune (σ - ε)

Având în vedere definirea tenacitatii unui material [1], forma si marimea diagramei caracteristice la tractiune pot fi folosite pentru aprecierea caracterului ductil sau fragil al ruperii sau al tenacitatii acestuia.

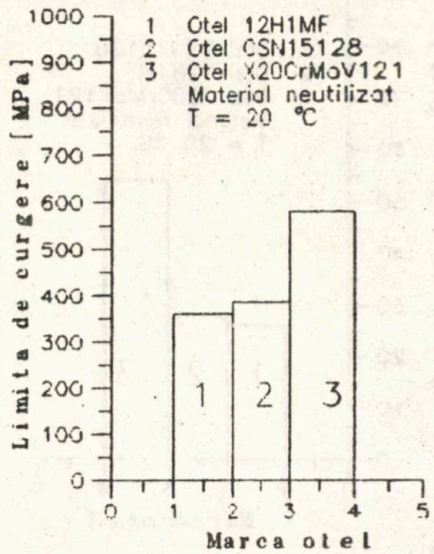


Fig. 5

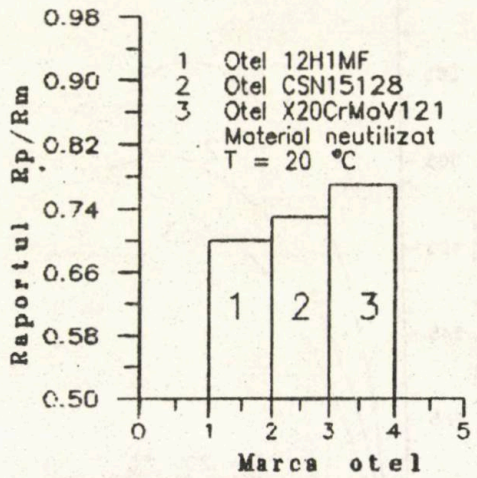


Fig. 7

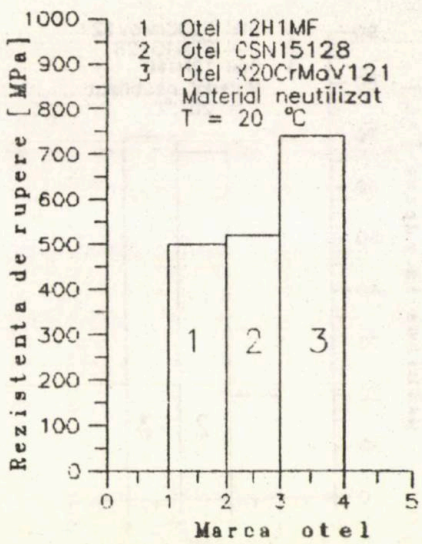


Fig. 6

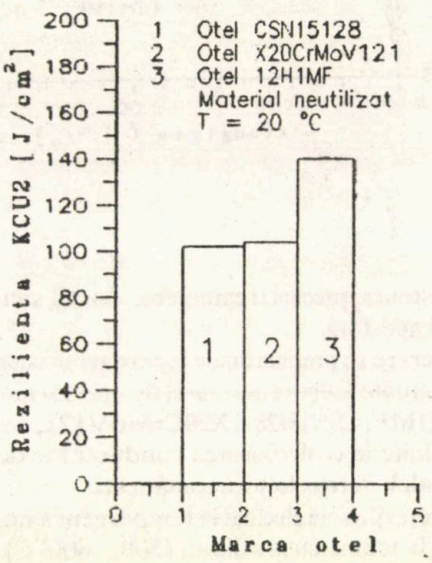


Fig. 8

În figura 2 se prezinta forma diagramelor caracteristice la tractiune (σ -ε), pentru cele trei marci de otel termorezistent studiate. Rezulta ca otelul X20CrMoV121 prezinta cea mai buna tenacitate la temperatura de 20^0C.

Alungirea si gâtuirea la rupere (A_n, Z)

Alungirea la rupere (A_n) si gâtuirea la rupere (Z) pot da informatii asupra caracterului ductil sau fragil al otelurilor. Otelurile ductile prezinta valori ridicate pentru alungirea si gâtuirea la rupere, iar cele cu tendinta spre rupere fragila prezinta valori scazute.

În figurile 3 si 4 se prezinta valorile medii ale caracteristicilor mecanice elastice A_n si Z [2], [3].

Pe baza caracteristicii A_n, cea mai buna ductilitate o prezinta otelul X20CrMoV121 (ca si pe baza diagramei σ - ε), urmat de otelul 12H1MF si CSN15128. Caracteristica Z indica otelul 12H1MF urmat de CSN1528 si X20CrMoV121 ca având cea mai buna ductilitate. Dupa cum se poate constata, cele doua caracteristici A_n si Z duc la concluzii diferite.

Rezistenta conventionala de curgere ($R_{po,2}$) si rezistenta de rupere (R_m)

Rezistenta conventionala de curgere si rezistenta de rupere sunt caracteristici mecanice de baza pentru aprecierea comportarii otelurilor termorezistente. Se cunoaste faptul ca otelurile cu valori ridicate pentru $R_{po,2}$ si R_m au tendinte spre rupere fragila. Daca

Tabelul 2

Ductilitatea si tenacitatea / Criteriul de evaluare	Cresterea ductilitatii si tenacitatii		
Diagrama caracteristica la tractiune $\sigma - \varepsilon$	12H1MF	CSN151..	X20CrMoV121
A_n	CSN15128	12H1MF	X20CrMoV121
Z	X20CrMoV121	CSN15128	12H1MF
$R_{p0,2}$	X20CrMoV121	CSN15128	12H1MF
R_m	X20CrMoV121	CSN15128	12H1MF
$R_{p0,2}/R_m$	X20CrMoV121	CSN15128	12H1MF
KCU2	CSN15128	X20CrMoV121	12H1MF

exista raportul $R_{po,\,2}/R_m$ 1, aceasta tendinta este si mai pronuntata.

În figurile 5 si 6 se prezinta valorile medii obtinute pentru $R_{po,\,2}$, respectiv R_m [2], [3].

Se constata ca atât $R_{po,\,2}$, R_m cât si raportul $R_{po,2}/R_m$ (fig. 7) duc la aceeasi concluzie: cea mai buna tenacitate o prezinta otelul 12H1MF, urmat de CSN15128 si X20CrMoV121 (concluzie contrara fata de $\sigma - \varepsilon$ si A_n la fel si pentru Z).

Încercari dinamice

Prin caracteristicile determinate fata de cele statice la tractiune, încercarile dinamice ofera posibilitatea unei aprecieri mai corecte privind comportarea ductila sau fragila a otelurilor. In urma încercarilor dinamice, rezulta urmatoarele caracteristici pe baza carora se apreciaza comportarea otelului: rezilienta (KCU), energia de rupere (KV), contractia specifica transversala (T), fibrozitatea (Fb) si cristalinitatea (Cr).

Usurinta determinarii caracteristicilor mecanice în regim dinamic, mai ales a caracteristicilor KCU2 si KV, a facut ca aceste încercari sa fie si astazi utilizate în cercetarea experimentala. In practica, de o importanta deosebita este cunoasterea comportarii otelului la initierea unei fisuri. Din acest motiv, cercetarile întreprinse au fost orientate mai mult spre determinarea energiei specifice de rupere (rezilienta KCU2). Otelurile care prezinta valori ridicate pentru KCU prezinta o tenacitate ridicata, iar cele cu valori scazute sunt predispuse ruperilor fragile.

În figura 8 se prezinta valorile medii obtinute pentru rezilienta KCU2, pentru otelurile studiate [2], [3]. Se constata ca cea mai buna tenacitate o prezinta otelul 12H1MF, urmat de otelul X20CrMoV121 si CSN15128.

În tabelul 2 sunt centralizate rezultatele obtinute cu privire la aprecierea ductilitatii si tenacitatii marcilor de otel termorezistent cercetate, pe baza principalelor caracteristici mecanice, statice si dinamice.

Concluzii

Caracteristicile mecanice recomandate pentru aprecierea comportarii otelurilor nu au o baza teoretica, ceea ce face ca si concluziile la care se ajunge sa fie diferite.

Datorita faptului ca se pot obtine concluzii dferite, aprecierea ductilitatii sau tenacitatii nu trebuie facuta pe baza unei singure caracteristici mecanicesau a unui numar redus de acestea.

Caracteristicile mecanice prezentate pot fi folosite daca se urmareste o comparare a comportarii mai multor oteluri, încercate în aceleasi conditii.

Pentru aprecierea ductilitatii sau tenacitatii otelurilor trebuie efectuate încercari care prezinta si o baza teoretica bine fundamentata (încercari de mecanica ruperii).

Pentru otelurile termorezistente cercetate, majoritatea caracteristicilor mecanice determinate recomanda otelul 12H1MF ca având cea mai buna tenacitate.

BIBLIOGRAFIE

[1] **Tripa P.**: *Stadiul actual al cercetarilor privind aprecierea tenacitatii otelurilor.* Referat de doctorat nr. 1, Timisoara, februarie, 1993

[2] **Tripa P.**: *Contributii la aprecierea tenacitatii unor oteluri termorezistente la temperatura normala si ridicata.* Referat de doctorat nr. 3, Timisoara, decembrie 1993

[3] * * * *Studiul privind controlul starii materialului unor conducte de abur din centralele termoelectrice.* Conducte de cercetare între ICEMENERG Bucuresti si Universitatea Tehnica Timisoara, 1986... 1992

[4] * * * Colectia STAS - încercari de materiale.

MODELE MATEMATICE PENTRU DETERMINAREA TEMPERATURII ÎN FORMELE TEMPORARE

Dr. ing. Tiberiu Rusu, sef de lucrari - Universitatea Tehnica Cluj - Napoca

C. Z.: 621.74

La obtinerea pieselor turnate de calitate concura în mare masura calitatea formei, atât din punct de vedere dimensional, cât si din punct de vedere al proprietatilor tehnologice.

În ceea ce priveste proprietatile tehnologice ale amestecului de formare, rezistenta mecanica, permeabilitatea etc., care influenteaza direct calitatea formei, acestea depind în mare masura de cantitatea si calitatea liantului.

În procesul tehnologic de obtinere a pieselor turnate, dupa cum se stie, amestecul de formare dupa turnarea pieselor se reutilizeaza. La reutilizare, în principiu, se înlocuiesc componentele degradate. In timpul turnarii si racirii piesei în forma, schimbul intens de caldura între piesa si forma duce la crearea unui câmp termic în forma, câmp care degradeaza o parte din componentele amestecului de formare si, în primul rând, liantul-bentonita.

Cercetarile efectuate au urmarit urmatoarele aspecte: determinarea temperaturii de degradare a bentonitei, determinarea pe cale experimentala a câmpului de temperatura în forma si crearea modelului matematic pentru determinarea temperaturii maxime în forma la diferite distante de o anumita piesa turnata. Cunoscând toate acestea, se poate trece la calculul cantitatii de bentonita degradata la turnarea piesei. Aliajul turnat a fost o fonta cenusie Fc200, temperatura medie de turnare fiind de 1220^0C.

Pentru realizarea modelului matematic s-a trecut la determinarea pe cale experimentala a câmpului de temperatura în forma de turnare cu liant bentonita. In acest scop s-a realizat un stand de laborator compus din:

- *set de termocupluri cromel-alumel;*
- *voltmetru digital tip G 1212.500;*
- *inscriptor pe banda tip S 3298.500;*
- *cronometru digital tip S 3202.520;*
- *comutator digital multicanal tip S 3201.530.*

Modelul utilizat pentru turnare a fost o placa verticala de grosime 25 mm, iar termocuplurile au fost plasate la distanta de 0,5, 10, 15, 20, 25, 30 mm de peretele piesei. Durata masuratorilor a fost de circa 45 minute, timp dupa care temperatura din forma a început sa scada. Amestecul de formare a fost cel de tip industrial AFU-1 utilizat la S. C. "Unirea" S. A. Cluj-Napoca.

Pe baza masuratorilor înregistrate de standul realizat s-a trecut la reprezentarea grafica a curbelor de încalzire. In figura 1 sunt prezentate curbele de încalzire ridicate pentru cele 7 termocupluri cromel-alumel. Mentionam ca în prealabil termocuplurile au

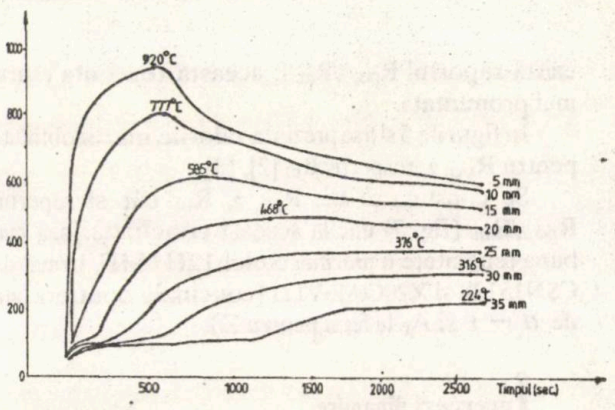


Fig. 1

Curbele temperatura-timp la diferite distante de peretele piesei
Time - temperature diagrams for various distances from casting walls

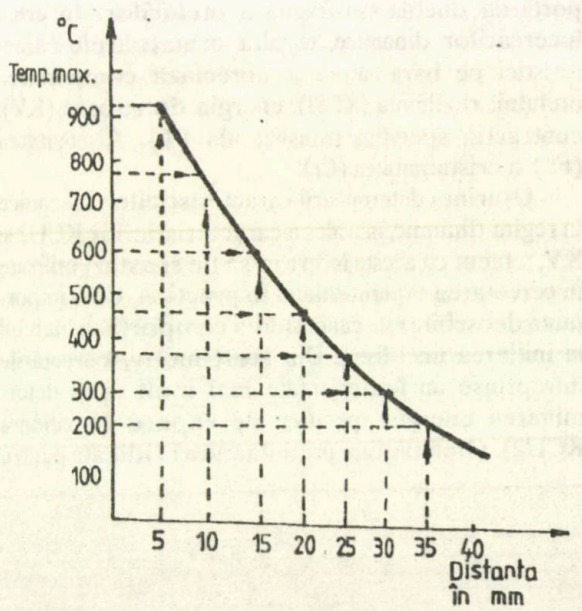


Fig. 2

Curba temperaturii maxime în functie de distanta de la peretele piesei
Max. temperature diagram for various distances from casting walls

Tabelul 1

Variatia temperaturii
Temperature variation

Temperatura, ^{0}C	Y	1215	920	777	585	468	376	316	224
Distanta, mm	X	0	5	10	15	20	25	30	35

fost etalonate. Pe fiecare curba s-a notat temperatura maxima din stratul respectiv.

Pe baza acestor curbe s-au putut trasa curbele temperaturilor maxime din forma. In figura 2 este prezentat graficul temperatura maxima-distanta de la peretele piesei.

Pe baza acestor date experimentale s-a trecut la realizarea modelului matematic pentru determinarea temperaturii în forma.

Modelul matematic care va fi determinat este un model matematic empiric. In realizarea modelului matematic se parcurg doua etape de baza. In prima etapa, cunoscuta sub denumirea de experiment preliminar, se rezolva problemele de parametri ai procesului si interactiunea dintre parametri, iar în a doua etapa, numita si experimentul de baza, se trece la elaborarea propriu-zisa a modelului si la analiza statistica a acestuia.

În cadrul metodelor statisticii matematice, aplicabile la construirea modelelor, accentul se pune în primul rând pe concordanta dintre model si date, care se realizeaza prin analiza de regresii.

În urma experimentarilor efectuate în laborator, s-a determinat temperatura în forma la opt puncte diferite aflate pâna la interfata piesa-forma, iar urmatoarele la distanta de 5, 10, 15, 25, 30, 35 mm de peretele piesei.

Variatia temperaturii în aceste puncte este prezentata în tabelul 1.

Aceste opt puncte determinate experimental sunt perechi de variabile: x independente si y dependente.

Pentru determinarea modelului matematic s-a utilizat programul "STATGRAF", ce se bazeaza pe analiza de regresie.

Pentru obtinerea celei mai bune solutii s-au urmarit mai multe variante de regresie:

- *regresie cu model reciproc;*
- *regresie cu model multiplicativ;*
- *regresie cu model exponential;*
- *regresie cu model liniar.*

În continuare vom prezenta calculele pentru fiecare tip de regresie.

Analiza de regresie pentru modelul reciproc $1/y = a + bx$

Variabile dependente: 1215, 920, 777, 585, 468, 376, 316, 224 ^{0}C.
Variabile independente: 0, 5, 10, 15, 20, 25, 30, 35 mm.

Parametri	Valoarea	Eroarea standard	Testul T	Nivelul de probabilitate
coeficientul (a)	4,82207 E-4	2,27758 E -4	2.,1719	0,7859
panta (b)	9,62423 E -5	1.08889 E -5	8,83855	0,0012

Coeficient de corelatie = 0,963677

În figura 3 este prezentat graficul functiei, precum si punctele masurate.

Analiza de regresie pentru modelul multiplicativ $y = ax^b$

Parametri	Valoarea	Eroarea standard	Testul T	Nivelul de probabilitate
coeficientul (a)	8,12942	0,287341	28,2919	00000
coeficientul (b)	- 0,697735	0,0991673	- 7,03594	0.0090

Coeficient de corelatie = - 0,953029

În figura 4 este prezentat graficul modelului multiplicativ $y = a \cdot x^b$.

Analiza de regresie pentru modelul exponential $y = e^{(a+bx)}$

Parametri	Valoarea	Eroarea standard	Testul T	Nivelul de probabilitate
coeficientul (a)	7.09075	0,025001	283,619	00000
coeficientul (b)	- 0,0466186	1,19528 E -3	- 33,0024	00000

Coeficient de corelatie = - 0.998034

În figura 5 este prezentat graficul modelului exponential $y = e^{(a+bx)}$

Analiza de regresie pentru modelul liniar y = a + bx

Parametri	Valoarea	Eroarea standard	Testul T	Nivelul de probabilitate
coeficientul (a)	1080	55,2911	19,533	00000
coeficientul (b)	- 26,85	2,64342	- 10,1573	00005

Coeficient de corelare = 0,972132

În figura 6 este prezentat graficul modelului liniar $y = a + bx$.

Aprecierea fidelitatii modelului matematic se face prin coeficientul de corelatie. Acest coeficient de corelatie variaza între 0,998034 în cazul modelului exponential si 0,0953029 în cazul modelului multiplicativ.

Se poate aprecia ca modelul exponential este cel mai aproape de realitate: eroarea este de 0,019%, ceea ce practic este nesemnificativ.

Ca urmare a preciziei ridicate a acestui model matematic, el poate fi folosit în continuare pentru calculul temperaturii în forma pentru aprecierea grosimii stratului de amestec de formare la care temperatura atinge temperatura de degradare a ar-

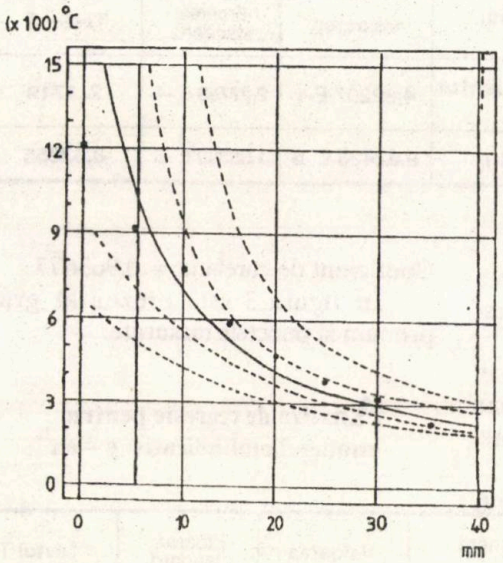


Fig. 3
Reprezentarea grafica a functiei $1/y = ax + b$ (model reciproc), precum si punctele determinate experimental
The graph of $1/y = ax + b$ (reciprocal model) and of measured points

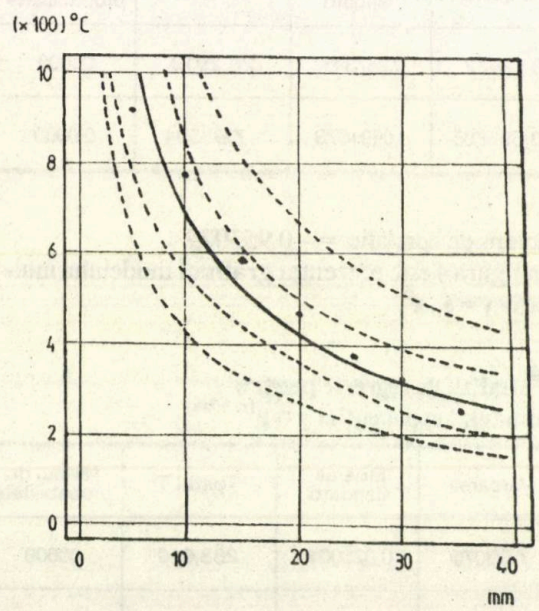


Fig. 4
Reprezentarea grafica a functiei multiplicative $y = a.x^b$, precum si punctele determinate experimental
The graph of $y = ax^b$ and of measured points

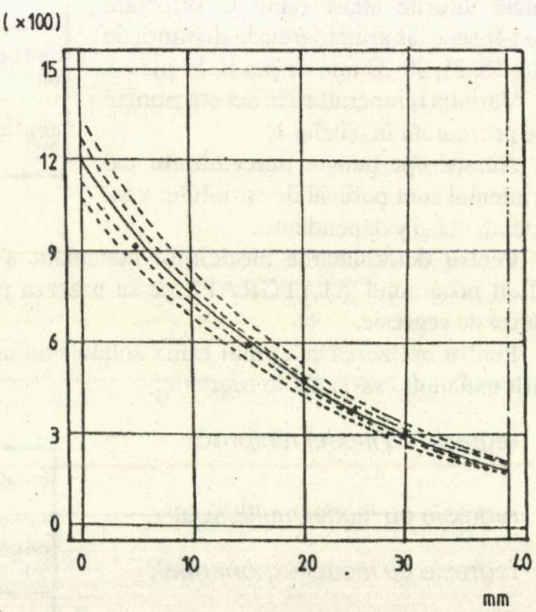


Fig. 5
Reprezentarea grafica a modelului exponential $y = e^{(a + bx)}$, precum si punctele determinate experimental
The graph of $y = e^{(a + bx)}$ and of measured points

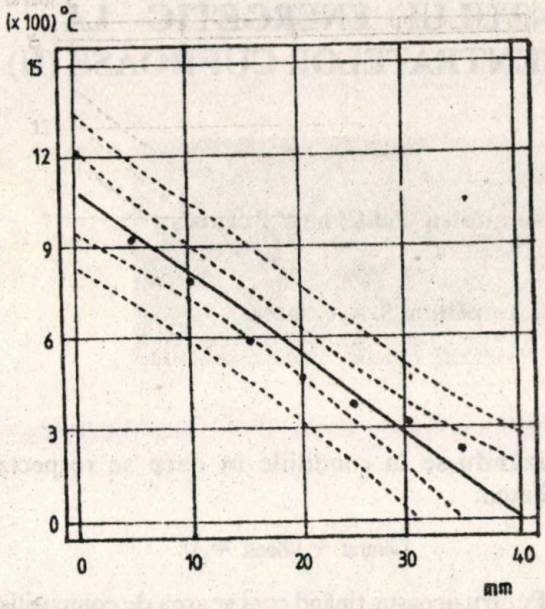


Fig. 6

Reprezentarea grafica a modelului liniar y = a + bx, precum si punctele determinate experimental

The graph of a linear model y = a + bx and of measured points

gilei sau bentonitei, temperatura care variaza în functie de compozitia mineralogica a liantului.

BIBLIOGRAFIE

[1] **Fleming E., Tilch W., Schuszler T.:** *Controle et gestion de la qualité des sables pour la produsion de moules en sables argileux.* Giesserei, 1991, 78 Nr. 1, p. 24-28.

[2] **Smiley L. E.:** *Application du micro-ordinateur à la prévision du transfert de chaleur et de la solidification des piéces moulees.* Trans. AFS 1988, 96, nr. 67, p. 689-696.

[3] **Michel Rochier et Francoise Defert:** *Distribution des argiles pour la chaleur.* Fonderie nr. 325, juillet 1973.

REVISTA REVISTELOR

Koks i himiia, *Federatia Rusa, 1993, nr.8*

- Determinarea experimentala a marimii coeficientului capacitatii de distributie a încarcaturii de carbune, p.2

- Influenta încarcarii-descarcarii în serie a cuptorului de cocsificare asupra durabilitatii peretelui intermediar de încalzire, p.7

*- Situatia actuala a industriei cocsochimice a Braziliei si tendintele de dezvoltare ale acesteia, *) p.8*

*- Presiunea cocsului: cauze, masurare, reglare, *) pag.11*

*- Analiza si reparatia bateriilor uzate de cocsificare, *) p.14*

*- Reparatia bateriilor de cocsificare: experienta uzinei metalurgice Ruhrkela, India *) p.16*

*- Influenta unor componente a încarcaturii de carbune asupra obtinerii cocsului de turnatorie, *) p.19*

*- Cocs brichete de turnatorie, *) p.20*

*- Analiza procedeului de stingere uscata a cocsului, *) p.21*

- Reconstructia sectiei de captare a produselor chimice rezultate de la cocsificare la C.M. Magnitogorsk, p.23-

- Modelarea matematica a procedeului de racire si ungere (RU- KOKS)- tehnologia de pregatire a gazului acid înaintea vasului de absorbtie, p.25

*- Epurarea apelor reziduale rezultate de la uzinele cocsochimice într-un bioreactor automatizat cu o treapta, *) p.31*

*- Micsorarea emantiilor la bateriile de cocsificare de la uzinele metalurgice din Australia, *) p.34*

- Studierea rezistentei la coroziune a materialelor pentru constructie la actiunea solutiilor de contact, care contin produse rezultate de la absorbtia dioxidului de sulf si a hidrogeniului sulfurat, p.37

*- Sisteme de ardere a gazelor colectate la bateriile de cocsificare: constructie moderna si experienta realizarii acesteia, *) p.40*

*- Depunerile în conductele pentru gazele de cocserie, *) p.43*

- Perfectionarea mecanismului economic de aprovizionare cu carbune a întreprinderilor cocsochimice, p.44

*- Organizarea si instruirea cadrelor pentru conducerea productiei cocsochimice în Japonia, *) p.48*

*) dupa materialele celui de al II-lea Congres International pentru Industria cocsochimica, Londra, 1992

MODEL MATEMATIC AL BILANTULUI ENERGETIC LA TOPIREA ÎN SUSPENSIE A CONCENTRATELOR CUPROASE (II)

Dr. ing. Dragos Taloi, profesor universitar
Dr. ing. Ioan Constantin, conferentiar — Universitatea "Politehnica" Bucuresti
Ing. George Matei, asistent universitar
Ing. Emilia Matei — S. C. Ampellum S. A. - Zlatna

Este cunoscut faptul ca unul din principalele avantaje ale tehnologiei Outokumpu de topire în suspensie a concentratelor cuproase este consumul scazut de combustibil, ca rezultat al cresterii eficientei de utilizare a caldurii reactiilor exoterme de oxidare si zgurificare.

În aceste conditii procesul decurge partial autogen, folosindu-se doar mici cantitati de combustibil (gaz metan) pentru echilibrarea bilantului termic.

Pentru a efectua bilantul termic trebuie sa se cunoasca cantitatile de caldura intrate si iesite din proces, functionarea normala a procesului realizându-se în conditiile în care se respecta egalitatea:

$$Q_{intrat} + Q_{iesit} = 0.$$

Pentru aceasta, tinând cont seama de compozitia chimica si mineralogica a concentratului cupros prelucrat, se va stabili compozitia rationala a acestuia.

Compozitia chimica si mineralogica a concentratului cupros si compozitia chimica a amestecului de sarja sunt date în tabelul 1 (compozitia rationala a fost facuta pentru 100 kg concentrat).

Tabelul 1

Compozitia chimica a concentratului si a amestecului de sarja; compozitia chimica rationala a amestecului de sarja
Chemical analysis of the concentrate and of the charge mix; rational charge chemical analysis

Compozitia chimica a concentratului, %		Compozitia chimica a sarjei, %		Compozitia rationala a sarjei, %	
Cu	a_1	Cu	x_1	$CuFeS_2$	$2{,}888\ a_1$
Fe	b_1	Fe	x_2	PbS	$1{,}155\ d_1$
S	c_1	S	x_3	ZnS	$1{,}49\ e_1$
Pb	d_1	Pb	x_4	As_2O_3	$1{,}642\ f_1$
Zn	e_1	Zn	x_5	Sb_2O_3	$1{,}395\ g_1$
As	f_1	As	x_6	Bi_2S_3	$1{,}23\ h_1$
Sb	g_1	Sb	x_7	$MgCO_3$	$2{,}092\ j_1$
Bi	h_1	Bi	x_8	$CaCO_3$	$1{,}785\ k_1$
SiO_2	i_1	CaO	x_9	FeS_2	$4{,}366\ m - 2{,}8641\ n$
MgO	j_1	MgO	x_{10}	Fe_7S_8	$3{,}8641\ n - 3{,}366\ m$
CaO	k_1	H_2O	x_{11}	----------	----------
Altele	l_1	SiO_2	x_{12}	$m = c_1 - 1{,}009\ a_1 - 0{,}155\ d_1 - 0{,}49\ e_1 - 0{,}642\ f_1 - 0{,}395\ g_1 - 0{,}23 h_1$	
		Al_2O_3	x_{13}		
		Altele	x_{14}	$n = b_1 - 0{,}879\ a_1$	

Calculul caldurilor intrate:

$$Q_{intrat} = Q_{pc} + Q_{fz} + Q_A + Q_s + Q_p + Q_{ac} \quad (1)$$

în care:

Q_{pc} - reprezinta puterea calorica a sarjei;

Q_A - caldura intrata cu aerul tehnologic si aerul de combustie;

Q_{fz} - caldura de formare a zgurii;

Q_{ac} - caldura degajata prin arderea combustibilului;

Q_z - caldura intrata cu sarja (concentrat + fondanti);

Q_p - caldura intrata cu prafurile volatile care se recircula.

Calculul puterii calorice a sarjei

Prin puterea calorica a sarjei se întelege efectul termic rezultat în urma desfasurarii reactiilor exoterme si endoterme din cadrul procesului.

Se noteaza:

K - debitul orar de concentrat cupros [t/h];

F - debitul orar de fondant [t/H];

G = K + P - cantitatea de sarja prelucrata orar [t/h].

În tabelul 2 se prezinta entalpiile de reactie necesare desfasurarii reactiilor endoterme si exoterme.

Efectul termic global (Q_{pc}) al reactiilor endoterme si exoterme se obtine prin însumarea valorilor pentru ΔH^{dis} si ΔH^{0x} din tabelul 2:

$$Q_{pc} = K[(3360,4692 + \frac{1362082,887}{V}\eta_m - 17025,1\eta_m)a_1 - 12370,337\,b_1 - 15096,241c_1 - 2582,522d_1 - 8990,572e_1 - 11535,783l_1 - 7021,785g_1 - 3865,76h_1] + G[7100x_9 + 5417,86x_{10} + 5455,5x_{11}], \text{ kcal/h} \quad (2)$$

Caldura de formare a zgurii:

$$Q_{fz} = \Delta H_{2FeO \cdot SiO_2} + \Delta H_{COO \cdot SiO_2} + \Delta H_{2COO \cdot SiO_2} + \Delta H_{MgO \cdot SiO_2} + \Delta H_{2MgO \cdot SiO_2} + \Delta H_{PbO \cdot SiO_2} + \Delta H_{2PbO \cdot SiO_2} + \Delta H_{2ZnO \cdot SiO_2} \quad (3)$$

În tabelul 3 sunt date valorile entalpiilor de reactie necesare formarii zgurii.

Prin însumare rezulta:

$$Q_{f \cdot z} = G[x_1\eta_m - \left(\frac{44266,05}{V} - 533,067\right) - 677,465 \cdot x_2 - 144,787 \cdot x_4 - 272,673x_5 - 3120,54x_9 - 2042,18x_{10}], \text{ kcal} \quad (4)$$

Tabelul 2

Entalpiile de reactie (endoterme, exoterme)
Reaction enthalpies

Reactii endoterme		Reactii exoterme	
Component	ΔH^{dis}, kcal /h	Component	ΔH^{0x}, kcal/h
$CuFeS_2$	1156,6 $a_1 \cdot K$	PbS	- 4992,44 d_1k
$CaCO_3$	7100 G $\cdot G \cdot x_9$	ZnS	-16387,73e1k
$MgCO_3$	5417, 86 G$\cdot$x10	As_2S_3	-21227,57f1k
H_2O	5455,5 G$\cdot$x11	Sb_2S_3	-12984,8g1k
FeS_2	(7798, 762m - 5116,323n)K	Bi_2S_3	-7337,9h1k
		$2FeO \cdot SiO_2$	$-65414G^z_{FeO}$
Fe_7S_8	(897,224n - 781,503 m)K	FeS	$1564,59G^z_{FeO}$
		FeS	$- 1722,61\ G^z_{Fe,O,}$
		$CaO \cdot SiO_2$	- 1774,25 G $\cdot$ x_9
		$2CaO \cdot SiO_2$-	- 1346,29 G $\cdot$ x_9
		S	-(5578,8a_1- 2 2 1 1 3 , 5 m + 12694n)K-

Caldura intrata cu sarja (Q_s)

Sarja este alcatuita din concentrat cupros (K) si fondant (F):

$$Q_s = -10^3 (k \cdot \bar{c}_k \Delta t_k + F\bar{c}_F \Delta t_{,F} \text{ kcal/h} \quad (5)$$

în care: $\bar{c}_{K,F}$ reprezinta caldura specifica medie a concentratului $c_K = 0,15$ kcal/kg^{0}C) ,respectiv fondantului (c_F = = 0,12 kcal/kg^{0}C)

$\Delta t_{K,F}$ - temperatura, ^{0}C la care este introdusa sarja, respectiv fondantul.

Obs. $G^z_{FeO} = 10,356 \cdot G \cdot x_2 - x_1 \cdot m \left(\frac{676,706}{V} - 8,4548\right)$, Kg/h

V - continutul de cupru în mata.

$$G^{z}_{Fe_3O_4} = G\left[2{,}6945\,x_2 - x_1\eta_m\left(\frac{161{,}9894}{V} - 2{,}2042\right)\right],\ t/h$$

Tabelul 3

Valorile entalpiilor de reactie la formarea zgurii
Reaction enthalpies

Componentul	ΔH, kcal
$MgO \cdot SiO_2$	$-1\,104{,}22G \cdot x_{10}$
$2MgO \cdot SiO_2$	$-937{,}96G \cdot x_{10}$
$PbO \cdot SiO_2$	$-60{,}328\,G \cdot x_4$
$2PbO \cdot SiO_2$	$-84{,}459\,G \cdot x_4$
$2ZnO \cdot SiO_2$	$-272{,}637\,G \cdot x_5$

Caldura intrata cu prafurile volatile

Prafurile volatile în acest proces sunt formate prin antrenarea mecanica a unor particule fine din sarja si prin volatilizarea unor compusi, ele reprezentând 5 ÷ 8% din sarja initiala (G).

Caldura intrata cu aceste prafuri se determina cu relatia:

$$Q_p = -10(5 \div 8)G \cdot \bar{c}_p\,\Delta t_p,\ kcal/h \qquad (6)$$

De regula $\Delta t_K + \Delta t_F = \Delta t_p = 50^0C$

Caldura intrata cu aerul tehnologic si aerul de combustie (Q_s)

Cantitatea totala de aer (V^t_a) este data de relatia:

$$V^t_a = V_a + V^c_a \qquad (7)$$

unde:

V_a reprezinta cantitatea de aer tehnologic y

V^c_a - cantitatea de aer de combustie.

$$V_a = \frac{(1+\alpha)G}{y}\left(178{,}44\,\eta_m - \frac{28254{,}248}{x}\eta_m\right)x_1 + 213{,}665x_2 + 699x_3 + 54{,}078x_4 + 171{,}366x_5 + 224{,}31x_6 + 138{,}1x_7 + 8{,}396x_8,\ Nm^3/h \qquad (8)$$

$$V^e_a = \frac{200 \cdot q}{y},\ Nm^3/h \qquad (9)$$

unde y reprezinta continutul procentual de oxigen în aerul utilizat.

Rezulta:

$$Q_a = -V^t_a \cdot \bar{c}_a \cdot \Delta t_a \qquad (10)$$

în care: $\bar{c}_a = 0{,}422$ kcal/Nm^3, ^{0}C;

Δt_a - temperatura la care este introdus aerul.

Caldura degajata prin arderea combustibilului

În cazul acestei tehnologii consumul de combustibil este scazut deoarece procesul decurge partial autoterm, folosindu-se doar mici cantitati de gaz metan pentru echilibrarea bilantului termic.

Daca notam cu q volumul de combustibil consumat (N m^3/h), caldura degajata prin arderea combustibilului este data de relatia:

$$Q_{ac} = -qH_c = -8544q\ kcal/h, \qquad (11)$$

unde H_c este puterea calorica a combustibilului utilizat. In final, conform relatiei (1) rezulta:

$$Q_{intrat} = K[(3360{,}4692 + \frac{1362082{,}887}{V}\eta_m - 17\,025{,}1\,\eta_m)a_1 - 12370{,}337\,b_1 - 15086{,}241\,c_1 - 2582{,}522\,d_1 - 8990{,}572\,e_1 - 11535{,}783\,f_1 - 7021{,}785\,g_1 - 3865{,}76\,h_1] + G[7100x_9 + 5419{,}86x_{10} + 5445{,}5x_{11}] + G[x_1\eta_m\left(\frac{44266{,}05}{V} - 553{,}067\right) - 677{,}465x_2 - 144{,}787x_4 - 272{,}637x_5 - 3120{,}5x_9 - 2042{,}18x_{10}] - 10^3(K c_K \Delta t_K + F R_F \Delta t_F) - 10(5 \div 8) \cdot G \cdot c_p \Delta t_p - V^t_a c_a \Delta t_a - 8544\,q \qquad (12)$$

Calduri consumate (Q_{iesit})

Prin calduri consumate se întelege cantitatea de caldura evacuata din cuptor cu produsele topirii: mata (Q_m), zgura (Q_z), prafuri ($Q_{p.v}$), gaze (Q_g), la care se adauga pierderile de caldura prin peretii agregatului de topire ($Q_{p.z}$):

$$Q_{iesit} = Q_m + Q_z + Q_{p \cdot v} + Q_g + Q_{p \cdot z} \qquad (13)$$

Caldura evacuata cu mata (Q_m)

$$Q_m = \frac{10^3\,a_1 K\,\eta_m\,c_m\,\Delta t_m}{V},\ kcal/h \qquad (14)$$

$\bar{c}_m = 0{,}190 \div 0{,}215$ kcal/kg, ^{0}C

Δt_m - temperatura de evacuare a matei (1180-1190^{0}C).

Caldura evacuata cu zgura (Q_z)

Calculele iau în considerare cantitatea de zgura formata si caldura specifica medie a zgurii ($\bar{c}_z = 0,221 \div 0,278$), kcal/kg^{0}C

$$Q_z = 10^3 \frac{k\bar{c}_z \Delta t_z}{V(b_4 i_2 - b_2 i_4)}(b_2 i_3 - b_3 i_2)\, a_1\, \eta_m + V(b_1 i_2 - b_2 i_1) \quad \text{kcal/h} \qquad (15)$$

unde: b_1, b_2, b_3, b_4 si i_1, i_2, i_3, i_4 reprezinta continutul de fier, respectiv silice (în %) în concentratul cupros (1), fondant (2), mata (3) si zgura (4);
Δt_z - temperatura de evacuare a zgurii ($1250 \div 1270^0$C)

Caldura evacuata cu prafurile volatile ($Q_{p.v}$)

$$Q_{p.v} = 10\,(5 \div 8) \cdot \frac{1}{100} \cdot G \cdot \bar{c}_p\, \Delta t_p, \quad \text{kcal/h} \qquad (16)$$

în care:
$\bar{c}_p = 0,377$ kcal/kg^{0}C
Δt_p = temperatura la care sunt evacuate prafurile volatile (1300^0C).

Caldura evacuata cu gazele (Q_g)

$$Q_g = V_g \bar{c}_g\, \Delta t_g, \text{ kcal/h} \qquad (17)$$

în care: V_g reprezinta volumul de gaze rezultate;

$$V_g = G\left[\left(\frac{1+\alpha}{y} - 0,01\right)A + 6,99x + (0,6172 - \frac{189,155}{V})\, x_8\, \eta_m + 5,56\, x_9 + 3,996\, x_{10} + 12,45\, x_{11}\right] + \frac{200\, q}{y} + q, \text{ Nm}^3\text{/h} \qquad (18)$$

iar

$$A = (178,44 - \frac{28254,248}{V})\, \eta_m\, x_1 + 213,665 + x_2 + 699\, x_3 + 54.078\, x_4 + 171,366\, x_5 + 224,31\, x_6 + 138,1\, x_7 + 80,396\, x_8 \qquad (19)$$

$\bar{c}_g$ = caldura specifica medie a gazelor evacuate; ($c_g = 0,38 \div 0,39$ kcal/kg^{0}C);
Δt_g - temperatura gazelor evacuate din cuptor (1300-1350^0C).

Pierderi de caldura prin peretii agregatului ($Q_{p.z}$)

Pentru a calcula pierderile de caldura prin peretii cuptorului trebuie tinut seama de faptul ca agregatul principal în tehnologie Outokumpu (care este cuptorul de topire în suspensie) este construit din urmatoarele componente principale ce vor fi luate în considerare în calculele privind pierderile de caldura: turnul de reactie, camera de decantare si turnul de evacuare a gazelor.

În tabelul 4 sunt prezentate marimile constructive caracteristice ale unui cuptor de topire în suspensie.

Tabelul 4

Marimile constructive caracteristice ale unui cuptor de topire în suspensie
Furnace dimensions for suspension melting

Turn de reactie			Camera de decantare			Turn de evacuare a gazelor		
Forma cilindrica			Forma paralelipipedica			Forma cilindrica		
Marime	Notatie	U.M	Marime	Notatie	U.M	Marime	Notatie	U.M
Diametrul	D_1	m	Lungime	L	m	Diametrul	D_2	m
Înaltimea	H_1	m	Latime	l	m	Înaltimea	H_2	m
Grosimea peretelui	δ_1	m	Înaltime	H_2	m	Grosimea peretelui	δ_1	m
			Grosime perete	δ_1	m			
			Grosime vatra	δ_2	m			
			Grosime bolta	δ_3	m			

Pierderile de caldura prin turnul de reactie

Turnul de reactie este de forma cilindrica, confectionat dintr-o manta de otel, captusita la interior cu caramida refractara din cromomagnezita.

Cantitatea de caldura cedata în exterior se determina cu relatia:

$$Q_{1p} = Q_{trp} + Q_{trb} \quad \text{kcal/h} \quad (20)$$

în care:

Qtrp reprezinta caldura cedata prin peretii turnului de reactie;

Qtrb caldura cedata prin bolta turnului de reactie.

$$Q_{trp} = Q_{trp} \bullet A_p, \quad \text{kcal/h} \quad (21)$$

$$Q_{trv} = Q_{trb} \bullet A_b, \quad \text{kcal/h} \quad (22)$$

unde:

q_{trp}, q_{trb} - reprezinta fluxurile de caldura prin peretii turnului de reactie, respectiv bolta acestuia, $Kcal/m^2h$;

A_p, A_b - suprafata peretilor, respectiv a boltii prin care se realizeaza transferul de caldura [m^2].

Pentru calculul ariei se foloseste relatia:

$$A = \sqrt{A_i \bullet A_e}, \quad m^2 \quad (23)$$

unde: A_i, A_e - reprezinta aria interioara, respectiv exterioara a elementului de zidarie prin care se pierde caldura.

Pentru calculul fluxului de caldura se utilizeaza relatia:

$$q = \frac{T_i - T_a}{\sum_{j=1}^{n} y_j / \lambda_j + 1 / h_i} \quad (24)$$

în care:

T_i, T_a - reprezinta temperatura interioara a peretelui, respectiv a mediului ambiant, ^0C;

Y_i - grosimea stratului j al peretelui, m;

λj - conductivitatea termica a stratului j, $Kcal/m,h^0C$;

h_i - coeficientul global de transfer termic prin radiatie si convectie, $Kcal/m^2$, h^0C.

Ariile de transfer termic se calculeaza cu relatiile:

$$A_{1p} = 2\pi \sqrt{\frac{D_1}{L} H_1 \left(\frac{D_1}{2} + 2\delta_1\right) \left(H_1 + \delta_3\right)} \quad (25)$$

$$A_{1b} = \pi \frac{D_1}{L} \left(D_1 - 2\delta_1\right) \quad (26)$$

unde D_1, H_1, δ_1 au semnificatia prezentata în tabelul 4.

Tabelul 5

Valorile numerice pentru aplicatie
Numerical values for the application

a1 = 18,02	b1 = 33,425	c1 = 36,2136	d1 = 0,745
e1 = 2,51	f1 = 0,099	g1 = 0,078	h1 = 0
i1 = 2,99	j1 = 0,176	k1 = 0,946	l1 = 2,7688

x1 = 13,7365	x2 = 25,6759	x3 = 27,6053	x4 = 0,5679
x5 = 0,9133	x6 = 0,075	x7 = 0,0594	x8 = 0
x9 = 1,318	x10 = 0,7236	x11 = 0,001	x12 = 0,0611
x13 = 1,274	x14 = 4,061		

k = 18	G = 23,4	f = 5,4	v = 40	itam = = 0,98
y = 28	Dr1 = 3,5	Hr1 = 6	delt1 = = 0,4	li = 18
l = 6	H2 = 2,8	delt2 = = 0,65	delt3 = = 0,35	D2 = 5

H3 = 6	ttri = 1400	tm = 1200	tcdi = 1200	ttg = 1250
tpi = 1300	tg = 1325	te = 20	tf = 50	cp = 0,13
tp = 50	alfa = 0,15	ca = 0,322	ta = 340	b2 = 2,88

b3 = = 13,0034	b4 = = 33,3027	i2 = 83,22	i3 = = 0,2207
i4 = 36,774	cm = 0,215	cz = 0,276	tz = 1260
cpi = 0,337	cq = 0,385	lamd = 0,32	pi = 3,1416

Pierderile de caldura prin peretii camerei de decantare

Camera de decantare este de fapt un cuptor cu vatra cu rol de decantare si licuatie a produselor rezultate din topire: mata si zgura.

Caldura se poate pierde prin peretii laterali ai cuptorului (Q_{cdp}), prin vatra cuptorului (Q_{cdv}) si prin bolta cuptorului (Q_{cdb}).

$$Q_{2p} = Q_{cdp} + Q_{cdv} + Q_{cdb} = q_{cdp} \bullet A_{2p} + + q_{cdv} \bullet A_{2v} + q_{cdb} \bullet A_{2b} \quad (27)$$

unde: q_{cdp}, q_{cdv}, q_{cdb}, A_{2p}, A_{2v}, A_{2b} au semnificatii similare celor prezentate în paragraful anterior

$$A_{2p} = L\sqrt{L\,H_L\left(L+2\delta_1\right)\left(H_2+\delta_2+\delta_3\right)} + \sqrt{2\,H_2\left(l+2\delta_1\right)\left(H_2+\delta_2+\delta_3\right)} \quad (28)$$

$$A_{2v} = \sqrt{L\,l\left(L+2\delta_1\right)\left(l+2\delta_1\right)} \quad (29)$$

$$A_{2b} = \sqrt{L\,l\left(L+2\delta_1\right)\left(l+2\delta_1\right)} \quad (30)$$

Pentru calculul fluxului de caldura se utilizeaza o relatie similara relatiei (24).

Pierderile de caldura prin peretii turnului de evacuare a gazelor

Turnul de evacuare a gazelor este de forma cilindrica sau paralelipipedica si este realizat dintr-o manta de otel, captusita la interior cu caramida cromomagnezitica.

Caldura în aceasta zona se pierde prin peretii turnului de evacuare (Q_{tgp}) si prin bolta turnului de evacuare a gazelor (Q_{tgb}):

$$Q_{3p} = Q_{tgp} + Q_{tgb} = q_{tgp} \cdot A_{3p} + q_{tgb} \cdot A_{3b} \quad (31)$$

în care: q_{tgp}, q_{tgb}, A_{3p}, A_{3b} au semnificatii similare celor de la turnul de reactie.

$$A_{3p} = 2\pi\sqrt{\frac{D_2}{2}H_2\left(\frac{D_2}{2}+2\delta_1\right)\left(H_2+\delta_3\right)} \quad (32)$$

$$A_{3b} = \pi\frac{D_2}{2}\left(\frac{D_2}{2}+2\delta_1\right) \quad (33)$$

Prin însumarea relatiilor: 14, 15, 16, 17, 21, 22, 27, 31 rezulta:

$$Q_{iesit} = \frac{10^3 \cdot a_1 K \eta_m \bar{c}_n \Delta t_m}{V} + \frac{10^3 K \cdot \bar{c}_z \cdot \Delta t_z}{V(b_4 i_2 - b_2 i_4)}$$

$$[(b_2 i_3 - b_3 i_2) a_1 \eta_m + V(b_1 i_2 - b_2 i_1)] + 10(5 \div 8) \cdot$$

$$\frac{1}{100} \cdot G\,\bar{c}_p \cdot \Delta t_p + v_g \bar{c}_g \Delta t_g + q_{trp} \cdot A_{1p} +$$

$$+ q_{trb} \cdot A_{1b} + q_{cdp} A_{2p} + q_{cdv} \cdot A_{2v} +$$

$$+ q_{cdb} \cdot A_{2b} + q_{tgp} \cdot A_{3p} + q_{tgb} \cdot A_{3b} \quad (34)$$

Egalând relatia (12) cu relatia (34), rezulta ecuatia modelului matematic de bilant termic în care necunoscuta este consumul de combustibil q [Nm^3/h].

Pentru verificarea modelului, ca aplicatie s-au folosit datele din tabelul 5 si a rezultat un consum teoretic de q = 338 Nm^3/h, valoare foarte apropiata de valoarea consumului industrial de combustibil.

Concluzii

În aceasta lucrare este prezentat un model matematic al bilantului termic al operatiei de topire pentru mata în cuptorul Outokumpu.

Programul realizat pe baza acestui model are ca date de intrare compozitia chimica si rationala a amestecului de sarja, randament de matificare a cuprului, dimensiunile caracteristice ale agregatului, temperatura si caldura specifica ale reactantilor la intrare si temperatura, caldura specifica ale produselor topirii la iesire.

Modificând corespunzator aceste date, programul poate fi aplicat pentru orice instalatie Outokumpu, obtinând în timp real un bilant termic teoretic al procesului.

BIBLIOGRAFIE

[1] Constantin I.: *Metalurgia cuprului.* Litografie I. P. B., Bucuresti, 1989, vol. I

[2] Carabogdan I. Gh., s.a.: *Bilanturi energetice.* Editura Tehnica, Bucuresti, 1986

[3] Nicolae A., Predescu C., Mihailescu C.: *Utilizarea tehnicii de calcul la proiectarea cuptoarelor metalurgice.* Litografie I. P. B.; Bucuresti, 1990

[4] x x x: *Termodinamiceskie svoistva neorganiceschih vetest.* Atomizdat, Moscova, 1965

REVISTA REVISTELOR

Giesserei, *Germania, 1994, nr.6*

- *Tehnologia turnatoriei - Raport anual VDG - 1993. Din activitatea uniunii turnatorilor germani (VDG), p.139*
- *Institutul de tehnologia turnatoriei (Institut für Giessereitechnik) în anul 1993, p.171*
- *Informatii scurte tehnice si economice, p.182, 183*

ANALIZA CALITATII SUPRAFETELOR METALICE CU AJUTORUL SISTEMULUI DE VEDERE ARTIFICIALA (VA) (II)

Dr. ing. Cezar Balescu, conferentiar - Universitatea "Politehnica" Bucuresti

C.Z.: 621.74

Pentru determinarea rugozitatii suprafetelor pieselor turnate si prelucrate, prin metoda care foloseste sistemul de vedere artificala (VA), sunt necesare programe pentru calculul parametrilor de rugozitate din analiza imaginii.

Sistemul de programe

Sistemul de programe pentru calculul parametrilor de rugozitate este structurat în mai multe module conform etapelor care trebuie parcurse, respectiv: achizitie si prelucrarea primara a imaginii, metode de filtrare, proceduri de extragere a functiei tip rugozitate (partea I).

Imaginile achizitionate si binarizate sunt stocate în fisiere disc, având extensia predefinita. Programul de baza citeste si prelucreaza un asemenea fisier, numele sau fiind furnizat ca parametru în linia de comanda.

Modulul **get-trend** extrage o tendinta polinomiala de gradul 2 din seria valorilor binare care reprezinta functia profil primara. Astfel, se extrage profilul care nu este neaparat orizontal, totodata scalându-se functia fata de aceasta linie a profilului.

În urma acestei prelucrari, valoarea medie a profilului devine zero. Metoda de calcul a tendintei polinomiale se bazeaza pe algoritmul celor mai mici patrate. Se opereaza cu polinoame ortogonale de ordinul 2 cel mult, pentru simplificarea calculelor.

Pentru a evita problemele potentiale de conditionare numerica, toate datele se scaleaza cu un parametru subunitar (configurabil) h.

Modulul **filtru** realizeaza o filtrare numerica a functiei profil cu un filtru de ordinul 1, având o constanta echivalenta (configurabila) T.

Modulul **cal-rz** determina criteriul de rugozitate Rz, calculând initial valorile maxime si minime locale ale functiei profil. Aceste maxime si minime sunt sortate în ordine descrescatoare, respectiv crescatoare, pentru a se retine primele cinci valori maxime si minime, conform definitiei criteriului Rz.

Valorile extreme foarte apropiate una de alta (la o distanta mai mica de T/4) sunt eliminate din sirul de maxime si minime cu ajutorul modulului **elimina**. Se sorteaza din nou sirul de maxime si minime locale si apoi se calculeaza criteriul Rz, conform difinitiei sale.

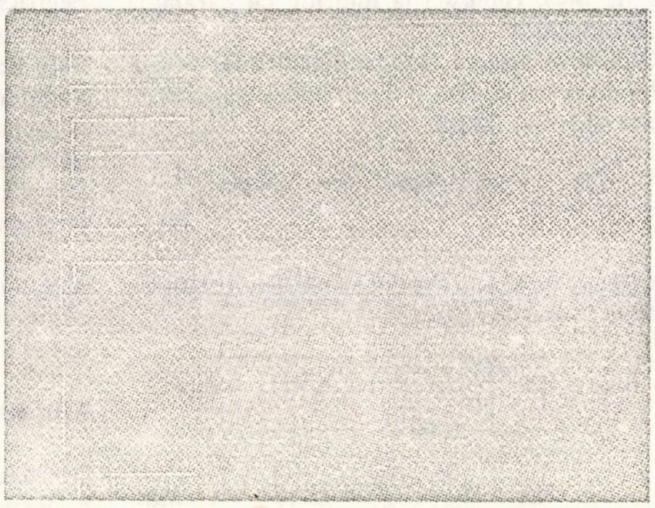


Fig. 1

Imaginea zonei de suprafata a probei achizitionata la un factor de marire 37,5 nebinarizata

Sample surface image (x 37.5)i (not binary)

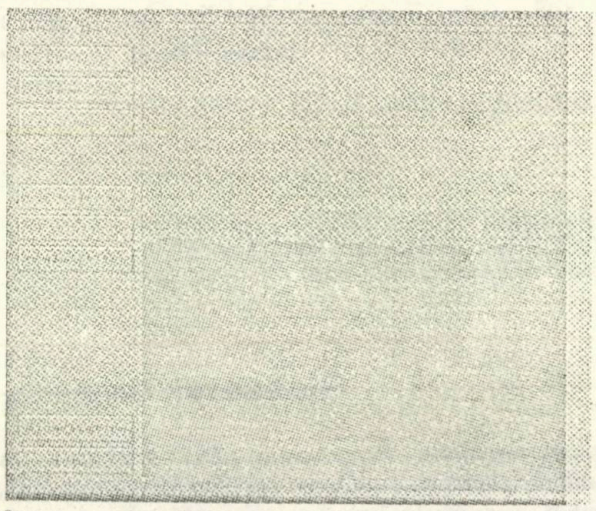


Fig. 2

Imaginea aceleiasi zone binarizata

The binary image of sample surface

Tabelul 1

Valorile determinate experimental cu metoda propusa a criteriilor Ra si Rz (în pixeli)
Test results for Ra and Rt criteria (in pixels)

Imag.	R_{zmi}	R_{ami}	R_{zmp}	R_{amp}	R_{zmf}	R_{amf}
i111						
i112	3,80	1,07				
i113						
i121						
i122	3,99	1,08	3.92	1,05	3,83	1,05
i123						
i131						
i132	3,69	1,00				
i133						
i211						
i212	6,10	1,79				
i213						
i221						
i222	5,71	1,71	5,84	1,75	5,92	1,74
i223						
i231						
i232	5,95	1,73				
i233						
i311						
i312	8,35	2,41				
i313						
i321						
i322	8,30	2,44	8,03	2,42	8,00	2,38
i323						
i331						
i332	7,35	2,28				
i333						

Tabelul 2

Valorile medii ale criteriilor Ra si Rz (în pixeli)
Average values for Ra and Rt criteria (pixels)

Imag.	Factor de marire	Prag de binarizare	R_z	R_a
i111	25	112	3,86	1,08
i112	25	102	3,83	1,09
i113	25	133	3,71	1,04
i121	25	94	4,26	1,15
i122	25	114	3,78	1,04
i123	25	124	3,93	1,06
i131	25	112	3,63	1,00
i132	1125	92	3,52	0,95
i133	25	133	3,91	1,05
i211	37,5	112	6,03	1,76
i212	37,5	92	6,29	1,83
i213	37,5	126	5,97	1,77
i221	37,5	112	5,63	1,73
i222	37,5	102	5,88	1,79
i223	37,5	133	5,62	1,62
i231	37,5	112	5,60	1,76
i232	37,5	126	6,08	1,76
i233	37,5	141	6,16	1,67
i311	50	96	8,71	2,48
i312	50	90	7,64	2,27
i313	50	106	8,71	2,48
i321	50	96	8,58	2,46
i322	50	90	7,94	2,44
i323	50	110	8,39	2,43
i331	50	96	6,79	2,31
i332	50	110	7,58	2,28
i333	50	114	7,69	2,24

Modulul **calc-ra**, calculeaza criteriul Ra, pornind direct de la definitie.

Programul principal (modului **main**) afiseaza grafic profilul initial si cel obtinut dupa extragerea tendintei si filtrare, calculeaza pe Rz si Ra si afiseaza la consola. Se pot folosi utilitare software specifice de memorare a ecranelor afisate de program (de ex-

Tabelul 3

Erori relative
Relative errors, %

Imag.	|Rzmi- - Rz|	|Rami - Rz|	|Ramp- -Rz|	|Ramp- -Ra|	|Rzmf- -Rz|	|Ramf- -Ra|
i111	1,6	0,1	1,5	0,0	0,1	2,9
i112	0,8	1,9	2,3	0,1	0,0	3,8
i113	2,3	2,8	5,4	3,7	3,1	0,1
i121	6,8	6,5	8,7	6,5	11,2	9,5
i122	5,3	3,7	3,6	3,7	1,3	0,1
i123	1,5	1,9	0,03	1,8	2,6	0,1
i131	1,6	0,0	7,4	7,4	5,2	4,8
i132	4,6	5,0	10,2	12,0	8,1	9,5
i133	6,0	5,0	0,03	2,8	2,1	0,0
i211	1,1	1,7	3,3	0,1	1,9	1,1
i212	3,1	2,2	7,7	4,6	6,25	5,2
i213	2,1	1,1	2,2	1,1	0,1	1,7
i221	1,4	1,2	3,6	1,1	4,9	0,1
i222	3,0	4,7	0,1	2,3	0,1	0,1
i223	1,6	5,3	3,8	7,4	5,1	6,9
i231	5,9	1,7	4,1	0,1	5,4	1,1
i232	2,2	1,7	4,1	0,1	2,7	1,1
i233	3,5	3,5	5,5	4,6	4,1	4,0
i311	4,3	2,9	8,5	2,5	8,9	4,2
i312	8,5	5,8	4,9	6,2	4,5	4,6
i313	4,3	2,9	8,5	2,5	8,9	4,2
i321	3,4	0,1	6,8	1,6	7,25	3,4
i322	4,3	0,0	1,1	0,1	0,1	2,5
i323	1,1	0,04	4,5	0,04	4,9	2,1
i331	7,6	1,3	15,4	4,5	15,1	2,9
i332	3,1	0,0	5,6	5,8	5,25	4,2
i333	4,6	1,7	4,2	7,4	3,9	5,0

emplu pcxgrab). Sistemul de programe a fost dezvoltat în limbaj C standard.

Determinari experimentale

În cadrul experimentului realizat cu aceasta metoda de determinare a rugozitatii, au fost achizitionate noua imagini ale unei probe etalon, câte trei pentru cei trei factori de marire folositi la microscop (25;37,5;50).

Pentru fiecare imagine au fost alese trei praguri de binarizare, dintre care unul propus de sistem. Pentru fiecare imagine binara astfel obtinuta au fost calculate criteriile Rz si Ra, valorile obtinute fiind prezentate în tabelul 1.

În figura 1 este prezentata o imagine cu 256 niveluri de gri achizitionate de sistemul propus, iar în figura 2 - imaginea dupa binarizare cu pragul propus de sistem.

În continuare au fost calculate valorile medii ale criteriilor Rz si Ra, pentru:

- *grupuri de trei imagini binarizate corespunzatoare unei imagini cu nuante de gri initiala (Rzmi, Rami);*
- *grupuri de trei imagini binarizate (obtinute din trei imagini diferite dar cu acelasi factor de marire) cu pragul de binarizare ales de sistem (Rzmp, Ramp), valorile fiind prezentate în tabelul 2;*
- *grupuri de noua imagini care au acelasi factor de marire (Rzmf, Ramf) (tab.2).*

S-au determinat apoi erorile relative la valorile medii obtinute anterior, pentru fiecare imagine binarizata în parte (tab.3).

Concluzii

Se observa ca dispersia estimarii valorice a criteriului Ra este mai mica decât dispersia estimarii valorice a criteriului Rz. Calibrarea sistemului se poate face dupa calculul datelor de mai sus pentru fiecare valoare standard a rugozitatii, cunoscând valorile criteriilor Ra si Rz corespunzatoare.

De asemenea, se poate avea în vedere dispersia valorilor experimentale obtinute astfel încât sa poata fi facuta o încadrare a materialului studiat într-o "clasa" de rugozitate cu un anumit nivel de încredere.

În acest fel se obtine un factor de scalare care permite trecerea de la unitatea de masura (pixeli) specifica imaginii preluate de calculator, la unitatile curente de exprimare valorica a criteriilor Ra si Rz (μm).

Programul dezvoltat în limbaj C standard afiseaza grafic profilul initial si cel obtinut dupa extragerea tendintei si filtrare, calculeaza si afiseaza valorile lui Ra si Rz în consola.

STUDII PRIVIND ANODIZAREA DURA A ALUMINIULUI

Dr. ing. Maria Nicola, sef de lucrari
Dr. ing. Teodora Badea, sef de lucrari Universitatea "Politehnica" Bucuresti

C. Z.: 669.2/.8

Peliculele naturale de oxizi si compusi chimici formate pe suprafata metalelor în contact cu mediul ambiant nu confera metalelor rezistenta satisfacatoare la coroziune sau abraziune. Realizarea controlata a unor astfel de pelicule poate duce la formarea unor straturi decorativ-protectoare sau cu duritate ridicata mult superioare celor anterioare [1] - [2]. Oxidarea anodica a aluminiului (anodizare, aloxare) este unul din procedeele prin care se pot realiza pelicule cu proprietati anticorosive superioare, cu aderenta buna la vopsele, cu aspect decorativ sau cu rezistenta la abraziune si uzura si cu duritate crescuta.

Straturile de protectie obtinute prin anodizare sunt constituite de regula din oxizi sau saruri care confera metalului o stare pasiva din punct de vedere chimic. Calitatea stratului depinde în mare masura atât de parametrii de lucru cât si de natura materialului supus oxidarii [3] - [5].

Anodizarea dura a aluminiului are drept scop obtinerea unor pelicule de oxid groase, cu duritate ridicata, rezistenta mare la uzura, cu bune proprietati izolatoare si de curgere. Grosimea obtinuta prin aplicarea anodizarii dure este de regula de 25-30 μm, iar în cazuri speciale se poate ajunge pâna la 200 microni.

Formarea peliculei de oxid este conditionata de doua procese de electrod ce se desfasoara simultan: oxidarea aluminiului de catre oxigenul degajat la anod cu formarea stratului de oxid si dizolvarea partiala a acestui oxidîn zona adiacenta solutiei. Ca urmare a acestei reactii, în pelicula de oxid iau nastere pori.

Cresterea stratului de oxid are loc la interfata metal-solutie prin reactia metalului cu oxigenul, care patrunde prin porii peliculei. Ca urmare a celor doua procese (oxidarea electrochimica si dizolvarea chimica) ia nastere pelicula de oxid care este formata din doua straturi. Primul strat. numit "strat bariera", este foarte dens, si are o grosime de 0,01 - 0,03 μm si este situat la contactul cu metalul. Al doilea strat, aflat în contact cu electrolitul, este poros si atinge de regula 15-20 μm în cazuri exceptionale, 200 μm. Viteza de ...are a peliculei oxidice depinde în final de viteza celor doua procese conjugate.

Prin structura sa, pelicula anodica este formata din "alveole" având forma unor prisme hexagonale orientate perpendicular pe suprafata metalului. Fiecare "alveola" este formata dintr-un por dispus axial, pereti din oxid si o pelicula compacta de tip "bariera", la baza prismei [6].

Scopul lucrarii prezente îl constituie studiul influentei unor parametri de lucru asupra anodizarii dure a aluminiului pur (99, 99%). S-au experimentat trei tipuri de electroliti si s-a studiat influenta densitatii de curent, a temperaturii de lucru si a timpului de anodizare asupra calitatii anodizarii. S-a urmarit efectul parametrilor amintiti asupra grosimii stratului oxidic, a duritatii, rezistentei la abraziune si rezistentei la coroziune a acestuia.

Rezultate experimentale si discutii

Cercetarile au fost efectuate pe probe de aluminiu (99, 99% puritate) de dimensiuni 40 mm x 30 mm, prelucrate astfel: degresare în percloretilena la temperatura camerei, timp de 3 minute, degresare alcalina (fosfat trisodic 40 g/l + silicat de sodiu 25 g/l + hidroxid de sodiu 10 g/l) la 60^{0}C timp de 1 minut, spalare cu apa, decapare acida (acid azotic 50 g/l) la temperatura camerei, timp de 2 minute, spalare cu apa distilata.

Celula de electroliza prevazuta cu doi catozi de plumb (50 mm x 40 mm) plasati de o parte si de alta a probei supuse anodizarii a fost introdusa într-o cuva cu sistem de termostatare. Având în vedere faptul ca datorita efectului Joule se produce încalzirea electrolitului, în timpul procesului de electrod a fost necesara racirea acestuia si mentinerea constanta la diferite valori, în functie de natura electrolitului.

Au fost experimentati trei electroliti a caror compozitie si regim de lucru sunt prezentate în tabelul 1.

Solutiile au fost preparate cu substante chimice pure si apa distilata.

Pentru toti electrolitii studiati, densitatea anodica de curent variaza în limitele 2,5 - 4 A/dm^2, iar timpul de anodizare între 10 si 60 minute. Temperatura de lucru a fost diferita pentru cei trei electroliti, electrolitul I lucrând la temperatura cea mai mare (20-50^{0}C), iar electrolitul III la temperatura cea mai mica (-5 la +5^{0}C). Tensiunile de lucru au fost mari, depasind 30 volti.

Duritatea straturilor a fost determinata în unitati Vickers, conform STAS 492/2-83, rezistenta la coroziune, conform STAS 10251-80, iar rezistenta la coroziune prin expunere în camere cu ceata acetica salina.

Tabelul 1

Compozitia electrolitilor si regimul de lucru
Electrolyte composition and operation regime

Electrolitul	Componentii	Conc. g/l	Densit. de crt. A/dm^2	Tensiunea, V	Temp., ^{0}C	Timpul, min
I	Oxalat dublu de Tl si K	46	2,5 - 4	50 - 60	20 - 50	10 - 60
	Acid oxalic	2				
	Acid citric	1,5				
	Acid boric	8				
II	Acid sulfuric	300	2,5 - 4	40 - 50	15 - 25	10 - 60
	Acid oxalic	30				
	Acid boric	4				
III	Acid sulfuric	200	2,5 - 4	35 - 50	- 5 la + 5	10 - 60

Tabelul 2

Influenta densitatii de curent asupra proprietatilor peliculelor oxidice (timp de anodizare 60 minute)
The effect of current density on oxide particle properties (60 min anodizive)

Electrolit	Temperatura, ^{0}C	Densitatea de curent, A/dm^2	Grosimea, μm	Duritatea, VPN	Rezistenta la abraziune min/μm
I	30^{0}C	2,5	21,3	450	9,4
		3	25	560	10,3
		3,5	25,6	560	10,8
		4	25,8	551	10,9
	40	2,5	16,5	400	8
		3	20	410	8,9
		3,5	20,2	430	9,1
		4	20,5	430	9,2
II	10	2,5	42,7	133	5,1
		3	52	232	5,8
		3,5	60	286	6,6
		4	64,1	282	6,2
	15	2,5	40,1	140	4,8
		3	46,9	212	5,4
		3,5	54,2	260	6,1
		4	57	260	6,2

Tabelul 2 (continuare)

Influenta densitatii de curent asupra proprietatilor peliculelor oxidice (timp de anodizare 60 minute)
The effect of current density on oxide particle properties (60 min anodizive)

Electrolit	Temperatura, °C	Densitatea de curent, A/dm²	Grosimea, μm	Duritatea, VPN	Rezistenta la abraziune min/μm
III	0	2,5	50	260	3,6
		3	58,1	280	3,9
		3,5	61	220	4,1
		4	62,8	328	4,2
		4,5	62,5	330	4,2
	-5	2,5	64,5	321	4,1
		3	70	419	5,0
		3,5	77,2	492	5,2
		4	79	593	5,4
		4,5	79,1	593	5,3

În continuare vor fi prezentate rezultatele experimentale cu evidentierea influentei parametrilor de lucru (densitate de curent, temperatura, timp de anodizare) asupra unor proprietati ale straturilor oxidice (grosime, duritate, rezistenta la abraziune, rezistenta la coroziune). Rezultatele vor fi prezentate prin comparatie pentru cei trei electroliti.

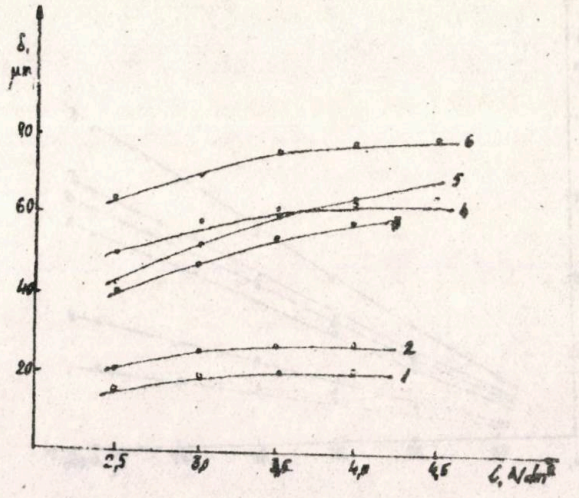


Fig. 1
Influenta densitatii de curent asupra grosimii peliculelor de oxid de aluminiu: 1 - electrolit I (40°C); 2 - electrolit I (30°C); 3 - electrolit II (15°C); 4 - electrolit III (0°C); 5 - electrolit II (10°C); 6 - electrolit III (- 5 °C)
The influence of current density on Al oxide film thickness

Influenta densitatii de curent. S-a studiat influenta acesteia asupra grosimii si duritatii pentru diferite temperaturi, la un timp de anodizare de 60 minute. Rezultatele sunt prezentate în tabelul 2.

Datele prezentate în tabelul 2 releva în general cresterea grosimii peliculelor cu cresterea densitatii de curent pentru toti electrolitii studiati, grosimile maxime obtinându-se în jur de 3,5 A/dm^2. Cresterea densitatii de curent peste 4 A/dm^2 nu duce de regula la cresterea grosimii. Acest fapt este relevat si de figura 1.

Duritatea si rezistenta la abraziune ale peliculelor cresc de asemenea cu densitatea de curent si implicit cu grosimea straturilor. Valorile optime ale duritatii sunt realizate cu electrolitul I la 3-5,5 A/dm^2 (temepratura 30°C) si electrolitul III la 4-4,5 A/dm^2 (temperatura: -5°C) pentru care duritatile depasesc 560 VPN.

Rezistenta optima la abraziune (10 min/μm) se obtine cu electrolitul I la 3,5-4 A/dm^2 (temperatura 30°C).

Influenta temperaturii. A fost studiata influenta temperaturii asupra grosimii, duritatii si rezistentei la abraziune a straturilor, pentru un timp de anodizare de 30 minute si o densitate de curent de 3 A/dm^2. Domeniul de temperatura investigat a depins de tipul de electrolit. Rezultatele sunt prezentate în tabelul 3.

Se remarca o scadere a duritatii si rezistentei la abraziune cu cresterea temperaturii, pentru

Tabelul 3

Influenta temperaturii asupra proprietatilor peliculelor oxidice (timp = 30 minute; densitate de curent = 3 A/dm^2)
The effect of temperature on oxide film properties (t = 30 min. current density = 3A/dm^2)

Electrolit	Temperatura, ^{0}C	Grosime, μm	Duritate, VPN	Rezistenta la abreziune, min/μm
I	20	13,5	561	10,8
	30	12,6	560	10,8
	40	10,1	481	9,6
	50	6,5	150	5,3
II	5	29,9	282	6,6
	10	27,5	286	6,2
	15	20	260	6,1
	20	11,9	225	5,8
	25	10,4	190	5,6
III	+5	30,2	328	4,2
	0	29,1	593	5,4
	- 5	42,2	587	5,1

electrolitii I si II, iar pentru electrolitul III se observa o crestere si apoi o scadere a acestor proprietati cu cresterea temperaturii, valorile optime fiind la 0^{0}C (duritate: 595 VPN; rezistenta la abraziune 5,4 min/μm).

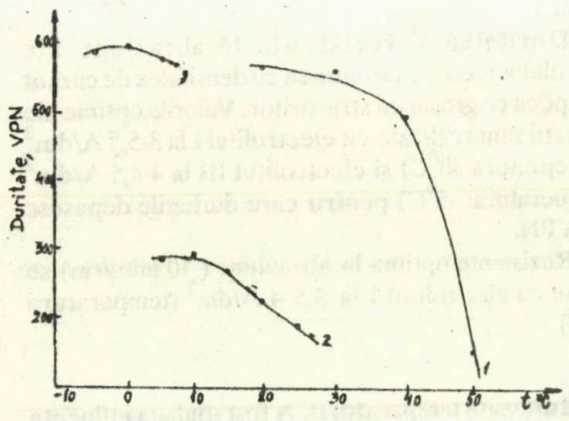


Fig. 2
Influenta temperaturii asupra duritatii peliculelor. Densitatea de curent 3 A/dm^2, timp de anodizare: 30 minute : 1 - electrolit I; 2 - electrolit II; 3 - electrolit III
The influence oftemperature on film hardness for current densities of 3 A/dm^2, 30 min anodizing

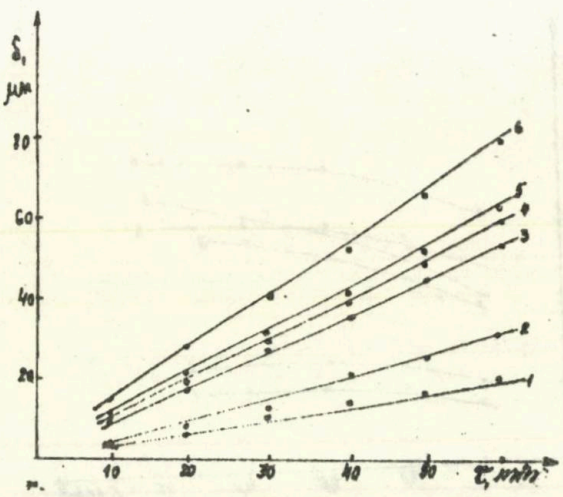


Fig. 3
Influenta timpului de anodizare asupra grosimii peliculelor: 1 - electrolit I (40^{0}C); 2 - electrolit II (30^{0}C); 3 - electrolit II (15^{0}C); 4 - electrolit II (10^{0}C); 5 - electrolit III (0^{0}C); 6 - electrolit III (- 5 ^{0}C)
The effect of anodizing time on film thickness

În figura 2 este prezentata influenta temperaturii asupra duritatii peliculelor, pentru cei trei electroliti.

Influenta timpului de anodizare. S-a efectuat în intervalul 10-60 minute, pentru doua temperaturi la fiecare electrolit si la densitatea de curent optima a acestora. Datele sunt prezentate în tabelul 4.

Se observa o crestere liniara a grosimii peliculelor cu timpul de anodizare (fig. 3), viteza de crestere a acestora fiind practic constanta la fiecare electrolit în parte. Prin comparatie, viteza de crestere a peliculei este cea mai mare la electrolitul III (≈ 1-1,3μm/min), iar cea mai mica la electrolitul I (≈ 0,33- 0,43 μm/min).

Rezistenta la abraziune a peliculelor creste cu timpul de anodizare si implicit cu grosimea acestora (fig. 4). Electrolitul din care se obtin peliculele cu rezistenta la abraziune cea mai ridicata (10,3 min/μm) este electrolitul I, la o densitate de curent de 3 A/dm^2, temperatura de 30^{0}C, timpul de anodizare: 60 minute.

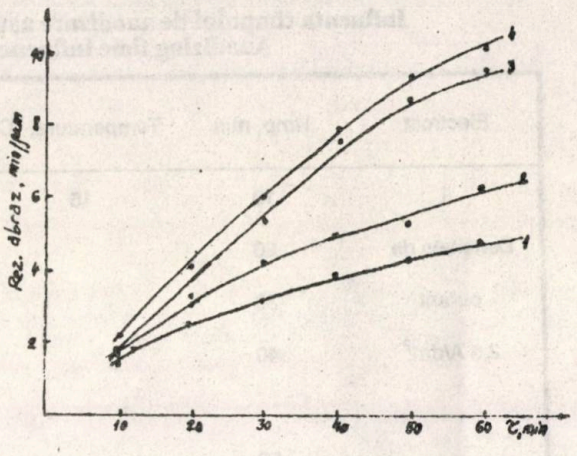


Fig. 4

Influenta timpului asupra rezistentei la abraziune a peliculelor: 1 - electrolit III (-5^{0}C); 2 - electrolit II (10^{0}C); 3 - electrolit I (40^{0}C); 4 - electrolit I (30^{0}C)
The effect of time on oxide abrasion resistance

Tabelul 4

Influenta timpului de anodizare asupra proprietatilor peliculelor oxidice
Anodizing time influence on oxide film properties

Electrolit	Timp, min	Temperatura, ^{0}C	Grosime, μm	Viteza de crestere a peliculei, μm/min	Rezistenta la abraziune, min/μm
I	10	30	4,3	0,43	2,2
Densitate de	20		8,3	0,41	4,1
curent	30		12,6	0,42	6,2
3 A/dm^2	40		12,8	0,42	8,0
	50		21,2	0,42	9,4
	10	40	3,9	0,39	1,8
	20		6,5	0,32	3,2
	30		10,1	0,33	5,4
	40		13,8	0,34	7,8
	50		16,7	0,33	8,7
	60		20	0,33	9,2
II	10	10	10	1	1,8
Densitate de curent	20		19,5	0,97	3,2
3,5 A/dm^2	30		29,9	0,99	4,3
	40		39	0,97	5,1
	50		49,3	0,98	5,4
	60		60	1	6,6

Tabelul 4 (continuare)

Influenta timpului de anodizare asupra proprietatilor peliculelor oxidice
Anodizing time influence on oxide film properties

Electrolit	Timp, min	Temperatura, ^{0}C	Grosime, μm	Viteza de crestere a peliculei, μm/min	Rezistenta la abraziune, min/μm
II	10	15	9	0,9	
Densitate de	20		17,9	0,89	
curent	30		27,5	0,91	
3,5 A/dm^2	40		36	0,90	
			45,1	0,90	
	50		54,2	0,90	
III	10	- 5	14,5	1,4	1,6
Densitate de curent	20		27,3	1,3	2,6
4 A/dm^2	30		40,0	1,3	3,3
	40		53,1	1,3	4,0
	50		66,8	1,3	4,5
	60		79,0	1,3	4,8
	10	+ 5	10,1	1,01	
	20		21,0	1,05	
	30		30,7	1,02	
	40		41,1	1,04	
	50		52,0	1,03	
	60		62,8	1,03	

Concluzii

Studiul comparativ al celor trei electroliti privind calitatea anodizarii dure a aluminiului releva urmatoarele aspecte:

- *pentru electrolitul I (amestec de acid oxalic, acid citric si acid boric) conditiile optime de experimentare sunt: densitatea de curent 3-3,5 A/dm^2; temperatura: 20-30^{0}C, timp de anodizare: 60 minute. Grosimea peliculei ajunge la cca 25 μm, duritatea la 560 VPN, iar rezistenta la abraziune este foarte buna (> 10 mm/μm);*
- *pentru electrolitul II (amestec de acid sulfuric, acid oxalic si acid boric) conditiile optime de lucru sunt: densitatea de curent: 3,5-4 A/dm^2, temperatura de lucru 5-15^{0}C, durata de aloxare: 60 minute. Se obtin pelicule cu grosime mare (60 μm,), uniforme, compacte, aderente, ale caror proprietati sunt: duritate ~240 VPN, rezistenta la abraziune 6,6 min/μm;*
- *pentru electrolitul III (acid sulfuric) conditiile optime sunt: densitate de curent: 3,5-4,5 A/dm^2; temperatura: -5^0 ÷ 0^{0}C; timp: 60 minute. Se obtin pelicule cu grosimi de aproximativ 80 μm uniforme, compacte cu aderenta foarte buna;*
- *rezistenta la abraziune apreciata la 4,8 min/μm si duritate: 593 VPN (cea mai mare) le recomanda ca optime.*

Rezistenta la coroziune (apreciata prin expunere în cea acetica salina) la toti cei trei electroliti a fost de circa 170 ore, ceea ce corespunde unei rezistente bune.

Prin comparatie, electrolitul ce permite obtinerea unei anodizari optime a aluminiului este electrolitul III (pe baza de acid sulfuric) pentru care se obtine atât o grosime cât si o duritate mult mai mare a peliculelor oxidice.

BIBLIOGRAFIE

[1] **E. Bloch**: In: Galvano, Polonia, nr. 9, 1979, p. 942

[2] **V. Wrzecian**: In: Galvano, Polonia, nr. 3, 1980, p. 244

[3] **I. Endhuger**: In: Galvano, Polonia, nr. 10, 1979, p. 1125

[4] **G. Th. Speiser**: In: Galvanotechnik, nr. 1, 1980, p. 84

[5] **G. Paolini**: In: Aluminio e Nuovo Metallurgia, Italia, nr. 9, 1986, p. 1012

[6] **G. A. Dorsey**: In: Plating, nr. 2, 1982, p. 152

REVISTA REVISTELOR

ISIJ International, *1994, Japonia, nr.2*

Comportarea pulberilor din materialul de împachetare cu orificii de intrare laterale, p.133

Studii de laborator asupra otelurilor cu continut de C redus, calmate cu Al prin folosirea fondantilor sintetici, p.140

Capacitatea de absorbtie a CO_2 gazos a bailor de Na_2O-SiO_2-B_2O_3, p.150

Efectul distributiei granulatiei carburii de calciu asupra cineticii desulfurarii fontei topite, p.155

Evaluarea debitului critic al gazului asupra formarii incluziunilor de zgura prin folosirea unui model cu apa, p.164

Viteza de dizolvare a unui cilindru stationar plin din cupru în aliajele topite de Al-Cu si Mg-Cu, p.171

Determinarea echilibrului aluminiu-oxigen în fonta lichida si a activitatii în zgurile tip CaO-Al_2O_3-SiO_2, p.177

Distributia tridimensionala a granulatiei în otelul inox SVS 304, p.186

Cinetica austenitizarii neizoterme si determinarea teoretica a duratei recoacerii intercritice pentru otelurile bifazice, p.191

Efectul temperaturii de austenitizare asupra microstructurii si a proprietatilor mecanice ale otelului cu 12% Cr, p.198

*Rolul precipitatelor de carbura * în cresterea rezistentei la uzura a otelului de scule Fe-12 Cr-Mo-V-1,4 C prin tratament criogenic, p.205*

Efectul hidrogenului asupra ruperii otelului austenitic Fe-Mn-Al, p.211

Fisurarea la coroziune sub tensiunea provocata de sulfuri în îmbinarile tevilor magistrale sudate, p.217

ISIJ International, *Japonia, 1994, nr.3*

Optimizarea unui reactor tip canal pentru elaborarea continua a otelului cu modele de apa-ulei-aer, p.234

Cinetica reactiei amestecurilor gazoase CO_2-H_2O cu aliajele Fe-C lichide, p.241

Evaluarea echilibrului Ca-O_2 în fonta lichida, p.265

Rata absorbtiei azotului sub arc de plasma comparativ cu situatia de la elaborarea prin încalzire cu rezistenta sau inductie, p.295

Analiza solidificarii la turnarea centrifugala a compozitelor cu matrice metalica care contin particule de grafit, p.247

Analiza curgerii otelului topit în cristalizorul de la turnarea continua a sleburilor, p.255

Transformarea dinamica a austenitei în ferita în otelul cu continut redus de carbon, p.270

Viteza cresterii fisurii de oboseala corelata cu microstructura lasudura otelului C-Mn cu arc imersat în mai multe treceri, p.280

Proprietatile mecanice ale fierului de înalta puritate si efectele elementelor dizolvate, p.225

Influenta comuna a cresterii rezistentei la tractiune si reducerii grosimii aupra rezistentei la oboseala a otelului laminat la cald, p.285

Efectele adaosului de Ni asupra rezistentei la fisurare sub tensiune a otelurilor martensitice slab aliate revenite, p.290

CERCETARI PENTRU STABILIREA TEHNOLOGIEI DE EPURARE A GAZULUI DE COCS DE ACIDUL CIANHIDRIC

Ing. Magda Eniu - S. C. I. C. P. A. M. - S. A. Galati

C. Z.: 669.15

Acidul cianhidric este un gaz toxic, care pe traseul gazului de cocs se absoarbe în apele reziduale sub forma de saruri (rodanuri si cianuri) sau se regaseste ca atare în atmosfera racitoarelor finale prin desorbtie din apele de circulatie. De asemenea, acidul cianhidric favorizeaza coroziunea utilajelor si conductelor pe traseul de gaz, iar prin sarurile sale, si prin traseele aferente.

Pe lânga acestea, acidul cianhidric din gazul de cocs are influenta nefavorabila asupra procesului de desulfurare a gazului prin metoda Stretford; prezenta sa în solutia absorbanta favorizeaza formarea tiocianatului de sodiu, care împreuna cu alte saruri balast precipita izomerul A. D. A. (sarea de sodiu a acidului antrachinion disulfonic).

Acidul cianhidric este un acid slab, cu temperatura de fierbere 25,7^{0}C, temperatura de topire 14,9^{0}C, densitatea la 18^{0}C este 0,697 g/cm^3, este miscibil cu apa, eterul, alcoolul în orice proportie si se dizolva în multi solventi organici. Aproximativ 99% HCN se gaseste în gazul de cocs sub forma de nitril (HC≡N) si 1% sub forma de izonitril (HN≡C).

La cocsificare 0,5-2% azot din carbune trece în acid cianhidric.

Pe plan mondial, captarea acidului cianhidric din gazul de cocs este o problema de importanta majora, legata de combaterea poluarii si a coroziunii utilajelor. Astfel, în Cehia s-a prevazut îndepartarea HCN cu formare de acetoncianhidrida, iar în S. U. A. se aplica o metoda de decianurare cu formarea unor gaze acide pe catalizator de bauxita. Experimental s-a încercat desulfocianurarea gazului de cocs pe catalizator de bisulfoftalocianina de cobalt, ca si operatia concomitenta de desulfurare si decianurare prin spalarea gazului cu etilendiamina. De asemenea, în vederea reducerii poluarii provocate de acidul cianhidric s-a propus un ciclu închis de racire finala cu decianurarea apelor de circulatie prin suflare cu aer sau cu formaldehida.

Epurarea solutiilor-mama rezultate din procesul de obtinere a rodanurii de amoniu se realizeaza prin descompunerea acesteia pâna la produse gazoase (amoniac, sulfura de carbon, hidrogen sulfurat) si solide (rodanura de guanidina si melanina) pâna la 300^{0}C si pâna la 900^0 C când au loc reactii de reducere în faza gazoasa.

Ionul cian are un important efect corosiv asupra utilajelor si conductelor, produsele de coroziune servind drept catalizator pentru reactii secundare de oxidare.

Continutul de acid cianhidric din gazul de cocs a fost determinat dupa metodele titrimetrica si colorometrica, în doua puncte de pe traseul de gaz: dupa exhaustoare si dupa sectorul debenzolare.

Valorile concentratiei acidului cianhidric în gazul de cocs de la C. S. "SIDERCA" - Calarasi sunt prezentate în tabelul 1.

Variatiile concentratiilor se datoresc functionarii discontinue a bateriilor de cocsificare si gradului de precizie diferit al celor doua metode de analiza.

Se propun doua posibilitati de captare a acidului cianhidric din gazul de cocs:

♦ **Spalarea cu o solutie de polisulfura de amoniu a gazului de cocs.** Solutia de polisulfura de amonhiu se obtine prin trecerea solutiei de sulfura de amoniu printr-un strat de sulf; solutia de sulfura de amoniu se obtine prin spalarea hidrogenului sulfurat din gaz cu apa amoniacala dupa reactiile:

$$2NH_3 + H_2S = (NH_4)_2S \quad (1)$$

$$NH_3 + HCN = NH_4CN \quad (2)$$

$$(NH4)_2S + S_{n-1} = (NH_4)_2S_n \quad (3)$$

$$(NH_4)_2S_n + NH_4CN = (NH_4)S_{n-1} + NH_4SCN \quad (4)$$

Solutia de rodanura de amoniu se alimenteaza la un disociator, dupa care se filtreaza si se trece într-un cristalizator, de unde cristalele de rodanura se separa de lichid prin centrifugare.

Procesul este caracterizat printr-un continut de acid cianhidric la intrare de 1-2 g/Nm^3 si la iesire 0,16 - 2,0 g/Nm^3.

♦ **Spalarea acidului cianhidric cu o solutie de polisulfura de sodiu.** Solutia care contine sulfura de sodiu se satureaza cu sulf pentru obtinerea solutiei absorbante, dupa reactiile:

$$Na_2S + (n - 1)\,S = Na_2S_n \quad (1)$$

$$Na_2S_{n-1} + S = Na_2S_n \quad (2)$$

Solutia de polisulfura de sodiu vine în contact cu gazul de cocs în contracurent, recirculându-se pâna când se acumuleaza rodanura de sodiu.

Prelucrarea solutiei de rodanura de sodiu consta în fierbere cu acid sulfuric, apoi se neutralizeaza cu o baza pâna la PH = 7-8, se concentreaza prin

Tabelul 1

Valorile concentratiei acidului cianhidric în gazul de cocs
Hydrocyanic acid concentration in coke gas

Nr. proba	Dupa exhaustoare metoda titrimetrica	Dupa sectia captare benzen	
		Metoda titrimetrica	Metoda calorimetrica
1	0,998	0,521	0,343
2	1,056	0,342	0,300
3	1,248	0,421	0,312
4	1,153	0,470	0,357
5	1,042	0,401	0,492
6	0,982	0,495	0,501
7	0,976	0,300	0,315
8	1,321	0,402	0,374
9	1,245	0,499	0,476
10	1,072	0,500	0,500
Media	1,109	0,435	0,396

evaporare la 90^0C, se filtreaza pentru îndepartarea sulfatului de sodiu si a sulfului.

Filtratul rezultat se concentreaza prin evaporare, apoi se alimenteaza la un cristalizator de unde cristalele se separa prin centrifugare.

Rodanura de sodiu se obtine sub forma de cristalohidrat cu doua molecule de apa si se utilizeaza în industria fibrelor sintetice.

Cererea de rodanura de sodiu si de rodanura de amoniu este relativ redusa; din aceasta cauza se recomanda o metoda de desulfocianurare cu etilendiamina, în urma careia rezulta tiouree, produs util în industria chimica ca agent de vulcanizare.

Din acelasi motiv prezinta interes procedeul de conversie la temperatura înalta a solutiei de rodanura de amoniu prin pulverizarea acesteia într-un focar, în urmatoarele faze:

- *la 150-170^{0}C are loc formarea tioureii;*
- *cresterea în continuare a temperaturii duce la distrugerea tioureii cu formare de amoniac, sulfura de carbon, hidrogen sulfurat;*
- *la 515^{0}C se termina formarea guanidinei;*
- *peste aceasta temperatura reactiile de reducere se produc numai în faza gazoasa.*

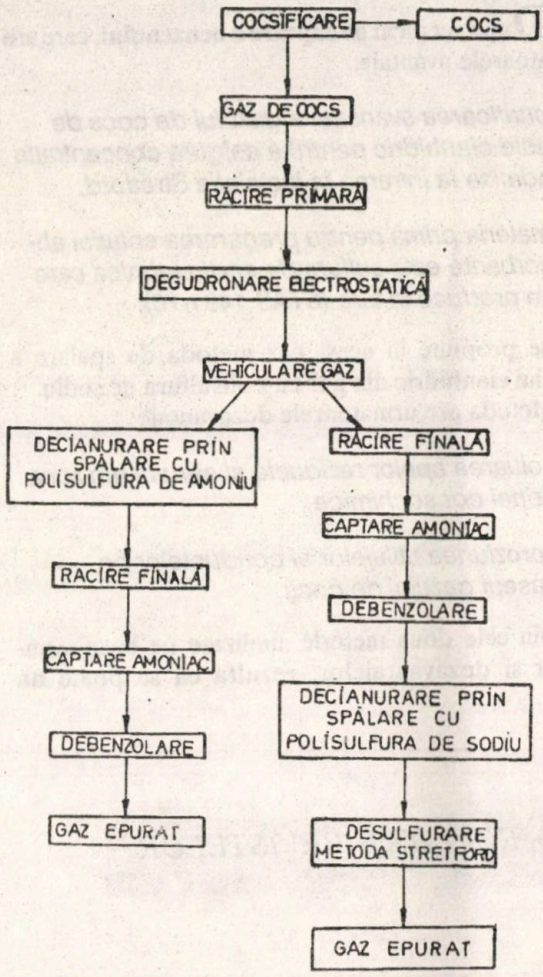


Fig. 1
Variante de amplasare a instalatiei de decianurare a gazului de cocs
Decyaniding plant alternatives on coke gas line

Tinând seama de cele prezentate, rezulta doua variante de amplasare a instalatiei de decianurare:

La începutul fluxului de gaz (dupa exhaustoare), din care rezulta urmatoarele avantaje:

- *reducerea poluarii apelor reziduale;*
- *eliminarea poluarii aerului.*

În acest caz se propune metoda de spalare cu polisulfura de amoniu.

Dezavantajele metodei:

- *obtinerea solutiei absorbante depinde de functionarea unei instalatii de spalare a gazului de hidrogen sulfurat;*
- *nu asigura epurarea avansata a gazului de cocs de acidul cianhidric, ceea ce elimina posibilitatea aplicarii metodei de desulfurare prin metoda Stretford.*

Dupa sectorul de captare a benzenului, care are urmatoarele avantaje:

- *purificarea avansata a gazului de cocs de acid cianhidric pentru a asigura concentratia admisa la intrarea în instalatia Stretford;*
- *materia prima pentru prepararea solutiei absorbante este sulfura de sodiu tehnica care se produce în tara (STAS 1491-70).*

Se propune în acest caz metoda de spalare a acidului cianhidric din gaz cu polisulfura de sodiu.

Metoda are urmatoarele dezavantaje:

- *poluarea apelor reziduale si aerului din zona uzinei cocsochimice;*
- *coroziunea utilajelor si conductelor pe traseul gazului de cocs.*

Din cele doua metode analizate pe baza avantajelor si dezavantajelor, rezulta ca se poate da prioritate metodei de decianurare cu polisulfura de sodiu, conditionata de functionarea instalatiei de desulfurare Stretford.

BIBLIOGRAFIE:

[1] **Panferova G. D.** s. a.: *Formarea rodanurii de amoniu în procesul epurarii oxidante a gazului de cocs.* Koks i himiia, nr. 5, 1985, p. 39

[2] **Andrjeevski** *Verificarea industriala a procesului de epurare oxidanta a gazului de cocs.* Koks i himiia. nr. 9, 1987, p. 33

[3] **Andrjeevski M. I.** s. a.: *Descompunerea rodanurarii de amoniu.* Koks i himiia 12/1988, p. 27

[4] **Kagasov V. M.** s. a.: *Cercetarea si elaborarea tehnologiei de decianurare formaldehidica a apei de circulatie a ciclului de racire finala a gazului de cocs.* Koks i himiia, 9/89, p. 23

[5] **Kagasov V. M.** s. a.: *Extragerea acidului cianhidric din apa ciclului de racire finala a gazului de cocs.* Koks i himiia, 3/90, p. 24.

REVISTA REVISTELOR

Koks i himiia, *Federatia Rusa, 1993, nr.9-10*

- Reflectograme pentru analiza carbunilor si a amestecurilor acestora-controlul stabilitatii bazei de materii prime la fabricile de îmbogatire a carbunilor pentru cocsificare, p.2

- Utilizarea concentratului de Kuzbass în încarcatura pentru cocsificare, în industria cocsochimica a C.M. Magnitogorsk, p.9

- Influenta încarcarii-descarcarii în serie a cuptorului de cocsificare asupra durabilitatii peretelui intermediar de încalzire-estimarea temperaturii eficiente, p.10

*- Elaborarea procedeului de cocsificare cu evacuarea aburului din cuptorul de cocsificare, *), p.13*

*- Presiunea pe peretii cuptorului cu camere la obtinerea cocsului, *), p.14*

*- Factorii care influenteaza dimensiunea cocsului-elaborarea tehnologiei de reglare a dimensiunii acestuia, *), p.15*

*- Micsorarea dimensiunii cocsului pe traseul de la rampa de cocs pâna la creuzetul furnalului, *), p.19*

*- Cerinte fata de calitatea fontei în vederea functionarii furnalelor cu consum ridicat de carbune insuflat, *) p.24*

*- Influenta încalzirii preliminare a carbunilor asupra calitatii cocsului, *), p.29*

*- Utilizarea resurselor de produse gazoase formate în uzinele metalurgice, *) p.33*

*- Reglarea emanatiilor de benzol în sectiile chimice ale industriei cocsochimice, *) p.37*

*- Micsorarea continutului de azot în apele reziduale ale industriei cocsochimice, *) p.39*

- Optimizarea dispozitivului de masurare a cenusii cu un singur canal, p.43

*- Masurarea emanatiilor prin usile cuptoarelor de cocsificare în cazul unor sisteme diferite de etansare, *), p.49*

*- Sistem automatic nou de alimentare si de încarcare a carbunilor în cuptoarele de cocsificare, *) p.52*

- Conducerea procedeului de cocsificare la uzina cocsochimica **Sidmar,** *Belgia, *) p.53*

*- Sistem integrat de fabricatie a cocsului, *), p.56*

*) dupa materialele celui de **al II-lea Congres international pentru industria cocsochimica,** Londra, 1992

CERCETAREA STEREOMETRICA A PULBERII DE FIER COMPRIMATA

Ing.Marcela Sava, asistent universitar - Universitatea Tehnica Timisoara
Ing. Romulus Pascu - I.S.I.M. Timisoara

C.Z.: 621.762

Piesele obtinute prin procedeul de compresiune la temperatura ambianta, urmata de sinterizare si calibrare au o anumita porozitate reziduala si proprietati mecanice medii, cam 70-80% din caracteristicile mecanice ale materialului dens; cu cât proprietatile pieselor obtinute în urma compresiunii la temperatura ambianta sunt mai bune, cu atât acestea se vor îmbunatati dupa sinterizare. Obiectul acestei lucrari îl face studiul porozitatii reziduale a unor probe din pulbere de fier comprimata.

Probele studiate au fost obtinute la temperatura ambianta în urma solicitarii pulberii de fier la compresiune izostatica si la compresiune uniaxiala în matrita si au forma cilindrica. Dupa comprimare, ele au fost îmbracate în rasina sintetica, taiate si lustruite în mai multe etape cu pasta de diamant.

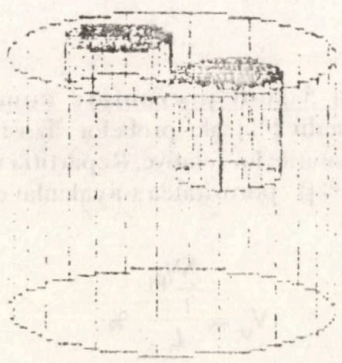


Fig. 1

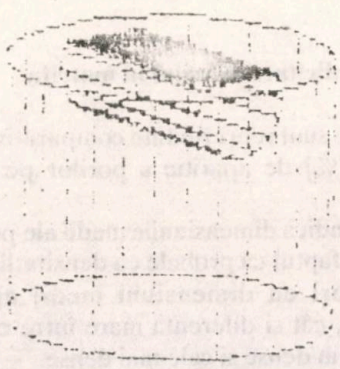


Fig. 2

Probele izostatice au fost taiate transversal la mijlocul înaltimii lor (fig. 1), iar cele obtinute prin comprimare în matrita au fost taiate longitudinal, printr-un plan situat în vecinatatea generatoarei cilindrului (fig. 2).

Probele au densitati relative diferite, si anume;

- *solicitare izostatica: 0,8144; 0,8437; 0,864; 0,885;*
- *solicitare uniaxiala în matrita: 0,627; 0,7274; 0,85; 0,905.*

Numim densitate relativa raportul:

$$\rho_{rel} = \frac{\rho_{pulbere}}{\rho_{material\ dens}} \qquad (1)$$

Masuratorile experimentale s-au efectuat cu un analizor automat de faze de tip Epiquant, care a fost programat cu urmatoarele conditii tehnice:

- *formatul câmpului examinat: 1,4 mm x 1,4 mm;*
- *pasul de masura: 1 μm;*
- *selectorul de clasare a fazelor dupa marime: A1;*
- *viteza de explorare: v = 200 m/s;*
- *frecventa de filtrare a semnalului analogic: f = 100 Hz;*
- *directia de baliere X, respectiv Y;*
- *înregistrarea automata a datelor la imprimanta;*
- *numarul câmpurilor examinate pentru o proba: 5.*

Parametrii structurii spatiale se pot determina pe baza datelor primare stereometrice deoarece analiza stereometrica cantitativa caracterizeaza din punct de vedere tridimensional microstructurile prin masurari pe suprafete plane.

Fazele analizate: A - particule negre (pori);
C - particule albe (matricea metalica).

Aparatul distinge trei faze diferite pe care le analizeaza separat într-o singura explorare,

determinând numarul particulelor, lungimea totala a coardelor intersectate de "linia de explorare" si face clasarea particulelor în 13 clase de marimi; limitele fiecarei clase formeaza o progresie geometrica cu ratia $\sqrt{2}$.

S-au determinat urmatoarele marimi stereometrice:

- *dimensiunea medie a porilor pentru fiecare densitate;*
- *frecventa relativa a porilor pe clase de dimensiuni;*
- *porozitatea probelor (pentru suprafata analizata).*

Rezultatele obtinute

Probe "izotrope"

În figura 3 sunt reprezentate comparativ, pentru probele izotrope, frecventele relative ale aparitiei porilor [%] pe clase de dimensiuni, pentru proba cea mai densa, cu $\rho = 0{,}885$ porii mari apar mai rar decât cei mici, în timp ce pentru $\rho = 0{,}864$ (proba relativ densa) era de asteptat ca porii mari sa aiba o frecventa de aparitie mai mica.

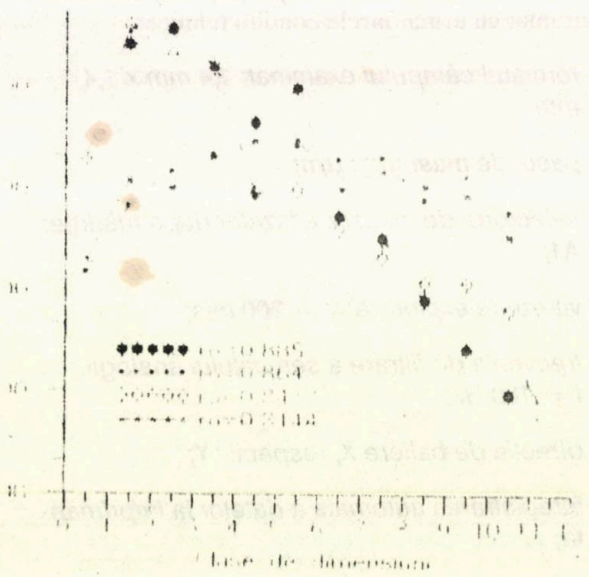


Fig. 3

Figura 4 prezinta o comparatie între dimensiunile medii ale porilor pentru probele izotrope. Dimensiunea medie a porilor ($\bar{l}_p$) s-a calculat cu relatia [2]:

$$\bar{l}_p = \frac{\sum_i l_{p_i}}{n_p} \qquad (2)$$

unde n_p este numarul total al porilor numerotati de aparat;

$\sum_i l_{p_i}$ = lungimea totala a porilor.

Observam ca pentru probele cu densitatile 0,8144; 0,8437; 0,864 dimensiunile medii ale porilor sunt apropiate (29....30 μm).

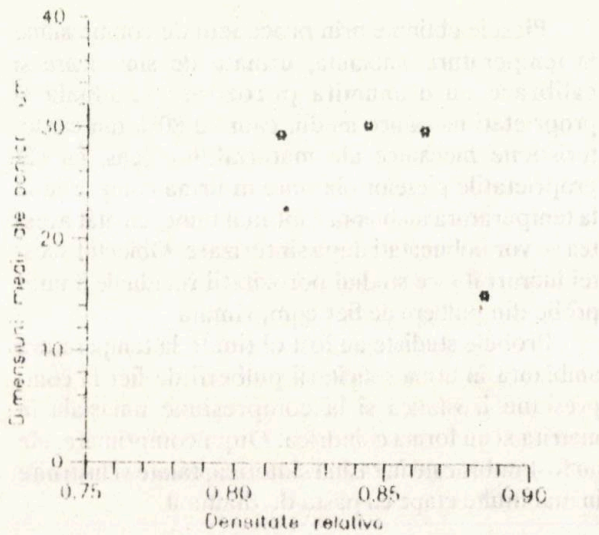


Fig. 4

În figura 5 sunt prezentate comparativ porozitatile medii [%] ale probelor "izostatice" în functie de densitatile lor relative. Repartitia volumica a porilor (Vp [%]) - porozitatea s-a calculat cu relatia urmatoare [2]:

$$V_p = \frac{\sum_i l_{p_i}}{L}, \% \qquad (3)$$

unde L este lungimea totala explorata;

$\sum_i l_{p_i}$ - lungimea totala a porilor

Observam ca probele cu densitati mai mari sunt mai putin poroase.

Probe solicitate uniaxial în matrita

În figura 6 sunt reprezentate comparativ frecventele relative [%] de aparitie a porilor pe clase de dimensiuni.

Figura 7 indica dimensiunile medii ale porilor; de remarcat atât faptul ca probele cu densitatile 0,627 si 0,7274 au pori cu dimensiuni medii apropiate (45....46μm), cât si diferenta mare între cele doua probe mai putin dense si cele mai dense.

Porozitatile probelor în functie de densitatile lor relative sunt prezentate în figura 8. Remarcam diferenta mare între porozitatea celor doua probe mai

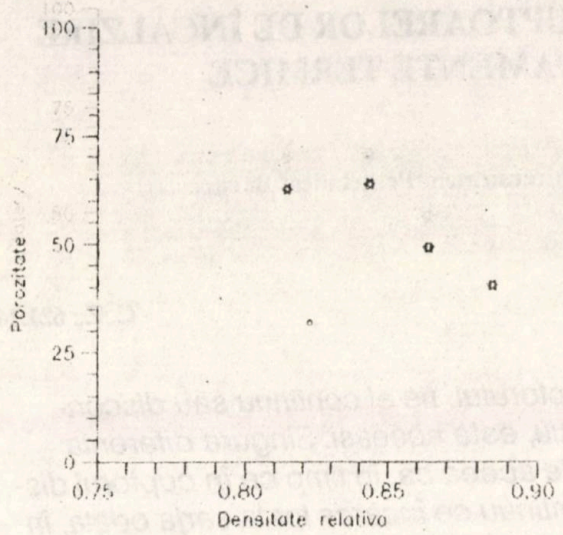


Fig. 5

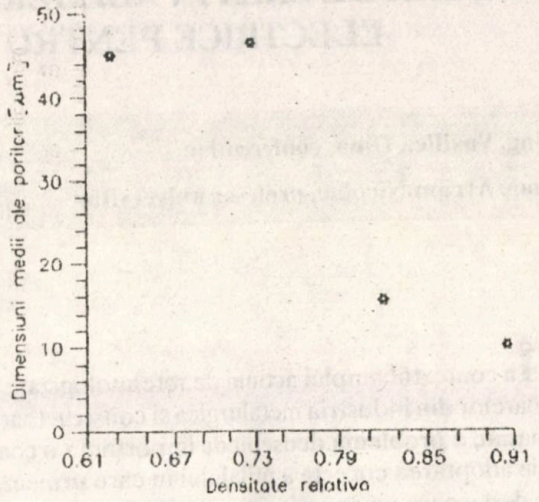


Fig. 7

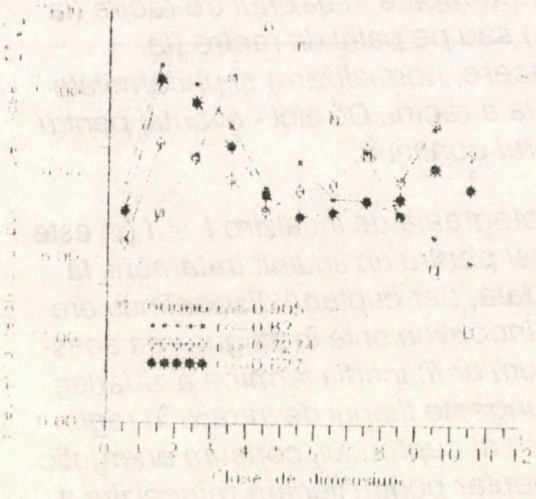


Fig. 6

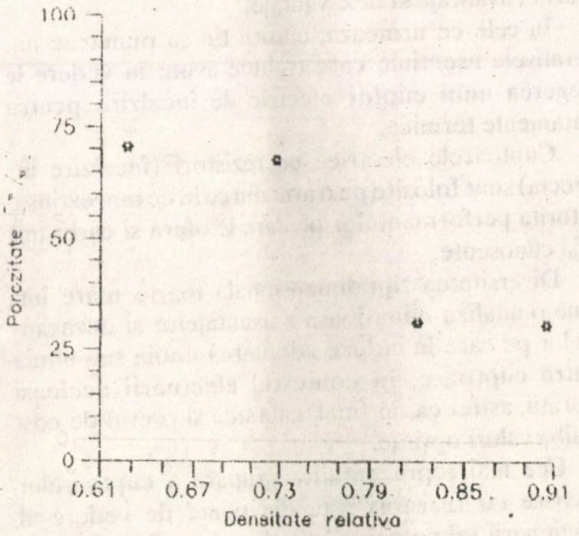


Fig. 8

putin dense si a celor mai dense si corespondenta între evolutia dimensiunilor medii ale porilor si porozitatea [%] probelor.

Concluzii

Cercetarea stereometrica a probelor obtinute în urma comprimarii pulberii de fier prin diferite procedee aduce informatii importante referitoare la modul în care se produce densificarea. Studiul probelor "izotrope" indica atât o repartizare neomogena a porilor din punct de vedere al dimensiunii lor cât si gradul de porozitate.

Pentru probele obtinute prin compactarea pulberii de fier în matrita rezultatele nu sunt foarte concludente datorita zonei particulare în care s-a facut studiul, în vecinatatea peretelui probei densitatea fiind mai mare (datorita frecarii pulbere- matrita).

BIBLIOGRAFIE

[1] **Mitelea I., Budau V.:** *Studiul metalelor* - Îndreptar tehnic, Editura Facla, Timisoara, 1987

[2] **Farbas N.:** *Calculul si constructia utilajului chimic si petrochimic*. Îndrumator de laborator, Lito I.P.T., 1986

[3] **Quedraogo E.:** *Etude de la densification des poudres metalliques au cours de la mise en forme* - teza de doctorat, INP Grenoble, 1988

CRITERII DE BAZA ÎN ALEGEREA CUPTOARELOR DE ÎNCALZIRE ELECTRICE PENTRU TRATAMENTE TERMICE

Dr. ing. Vasilica Dina, conferentiar — Universitatea "Politehnica" Bucuresti
dr. ing. Avram Nicolae, profesor universitar

C. Z.: 621.745

În contextul amplei actiuni de retehnologizare a sectoarelor din industria metalurgica si constructoare de masini, o problema deosebit de importanta o constituie adoptarea corecta a utilajului în care urmeaza sa se desfasoare un anumit proces tehnologic.

Este bine cunoscut faptul ca, în multe situatii, acelasi proces metalurgic (cum ar fi, de exemplu, încalzirea în vederea tratamentelor termice) se poate desfasura în mai multe tipuri de cuptoare, fiecare oferind avantaje si dezavantaje.

În cele ce urmeaza, autorii tin sa puncteze imperativele esentiale care trebuie avute în vedere la alegerea unui cuptor electric de încalzire pentru tratamente termice.

Cuptoarele electrice cu rezistori (încalzire indirecta) sunt folosite pe o arie din ce în ce mai extinsa, datorita performantelor pe care le ofera si care sunt deja cunoscute.

Diversitatea tipodimensionala foarte mare impune o analiza minutioasa a avantajelor si dezavantajelor pe care le induce adoptarea unuia sau altuia dintre cuptoare, în contextul efectuarii aceleasi operatii, astfel ca, în final, calitatea si pretul de cost sa aiba valori optime.

Cea mai reprezentativa grupare a cuptoarelor electrice cu rezistori este din punct de vedere al functionarii tehnologice, stiindu-se ca, din punct de vedere termic, oricare dintre ele poate lucra în regim termic continuu sau discontinuu. Deci, în functie de modul de functionare, cuptoarele sunt *discontinue* (cu functionare periodica) si *continue* (traversate).

Alegerea optima a unuia dintre aceste doua tipuri este conditionata de urmatoarele criterii: dimensiunea sarjei (A); ciclograma temperatura-timp; $t = f(\tau)$ (B); supletea în functionare (C); puterea instalata (D); fiabilitatea (E); investitii necesare de realizare si exploatare (F).

În schema 1 se sintetizeaza modul de raspuns al fiecarui tip de cuptor la dezideratele enumerate, urmata de justificarea corespunzatoare.

Justificarea acestui mod de raspuns, propus de autorii lucrarii, consta în urmatoarele:

A - Pentru o productie orara data, cantitatea de încarcatura aflata, la un moment dat, în spatiul de lucru al cuptorului, fie el continuu sau discontinuu, este aceeasi. Singura diferenta este aceea ca, în timp ce în cuptorul discontinuu se încarca toata sarja odata, în cel continuu se încarca treptat, în portii bine determinate, ceea ce raspunde pozitiv unor necesitati tehnologice care urmeaza dupa încalzire, cum ar fi: descarcarea rapida în bazinul de racire (la calire) sau pe patul de racire (la recoacere, normalizare) si uniformitate ridicata a racirii. De aici - avantaj pentru cuptorul continuu.

B - Ciclograma de încalzire $t = f(\tau)$ este aceeasi pentru un anumit tratament, la sarja data, dar cuptorul discontinuu are unele inconveniente în asigurarea acesteia, cum ar fi: inertia termica a zidariei; care lungeste timpul de intrare în regim de lucru al cuptorului, consum energetic suplimentar pentru fiecare reîncalzire a cuptorului; degradarea mai rapida a elementelor de constructie datorita

Schema 1

Criterii	Tip de cuptor		Observatii
	continuu	discontinuu	
A	da (nu)	nu (da)	() la productie orara mica
B	da	nu	-
C	nu	da	-
D	da	nu	-
E	nu	da	-
F	da	da	avantaje echivalente

variatiilor repetate de temperatura, deci avantajele sunt de partea cuptorului continuu, care elimina toate acestea.

C - Schimbarea naturii sarjei (calitativ sau dimensional) sau a tratamentului termic necesita si schimbarea ciclogramei de lucru, fapt care, la cuptorul continuu, în numeroase cazuri, atrage dupa sine lucrul cu sarja fictiva sau cu carucioare (platouri) goale, ceea ce înseamna consum energetic nejustificat si productie specifica mai mica. Aceste inconveniente sunt înlaturate prin folosirea cuptorului discontinuu, care se poate adapta, usor si rapid, oricarei ciclograme termice.

D - Puterea instalata a unui cuptor discontinuu, de aceeasi capacitate ca si unul continuu, este mult mai mare, deoarece functionarea intermitenta atrage dupa sine un necesar permanent de caldura, pentru readucerea elementelor de constructie la temperatura de lucru, dupa fiecare ciclu.

Referitor la puterea instalata, în lucrarea de fata se vor prezenta si aspecte privind natura si marimea consumurilor energetice, care pot aparea la cuptoarele electrice în diferite situatii.

E - Cuptoarele continue sunt utilate cu o instalatie de transport al încarcaturii, mult mai complexa decât utilajul de încarcare- descarcare al cuptorului discontinuu. Buna functionare a cuptorului este riguros determinata de fiabilitatea acestei instalatii, deteriorarea sa având repercursiuni în realizarea productiei orare. Din acest punct de vedere raspunde mult mai bine cuptorul discontinuu, utilajele de încarcare-descarcare fiind mult mai usor de înlocuit.

F - În ceea ce priveste investitia care cuprinde executia cuptorului si exploatarea sa ulterioara, ambele tipuri pot duce la aceleasi cheltuieli, mai ales la productii orare ridicate. Calcule comparative au dus la concluzia ca avantajele si dezavantajele induse de fiecare dintre tipuri se repartizeaza aproximativ egal, astfel încât alegerea trebuie facuta tinându-se seama de întreg ansamblul de criterii prezentate.

În ceea ce priveste repartizarea consumurilor energetice, care au o pondere însemnata în pretul de cost final al produsului prelucrat, s-au întocmit calcule pentru diferite tipuri de încarcatura, diferite tipuri de zidarie, care se pot întâlni la ambele tipuri de cuptoare. De asemenea, pentru cazul când se foloseste atmosfera controlata s-a stabilit necesarul de caldura pentru încalzirea unui m^3N de gaz, precum si alte pierderi care pot aparea la unul sau altul dintre cele doua tipuri.

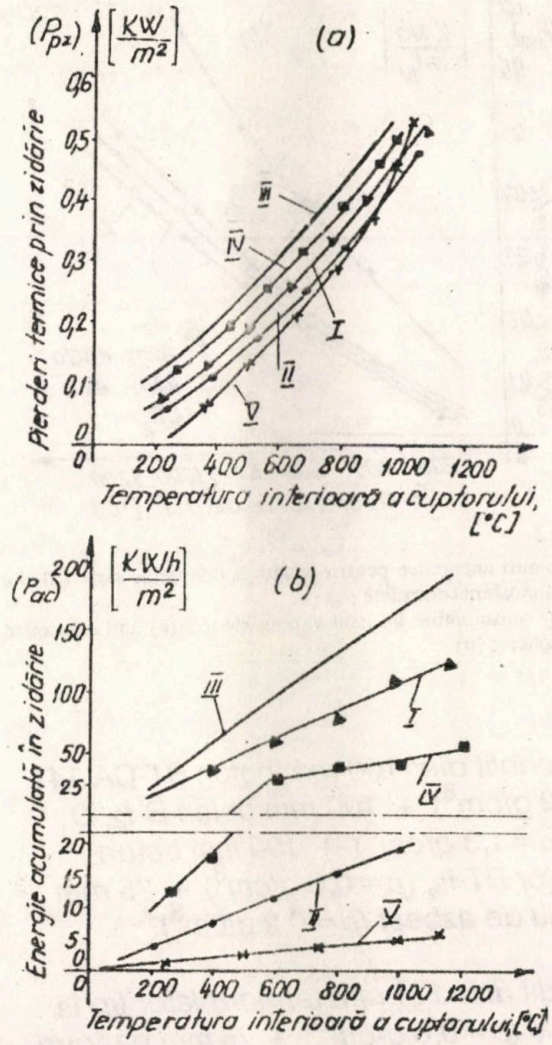


Fig. 1

Consum energetic la nivelul zidariei unui cuptor electric, raportat la 1 m^2 de suprafata exterioara: a - pierderi prin zidarie, b - acumulari în zidarie

Energy consumption in electric furnace lining for 1 m^2 of outer surface: a - lining losses; b - lining accumulation

Datele sunt prezentate grafic în figurile 1-3.

Tipurile de zidarie analizate sunt:

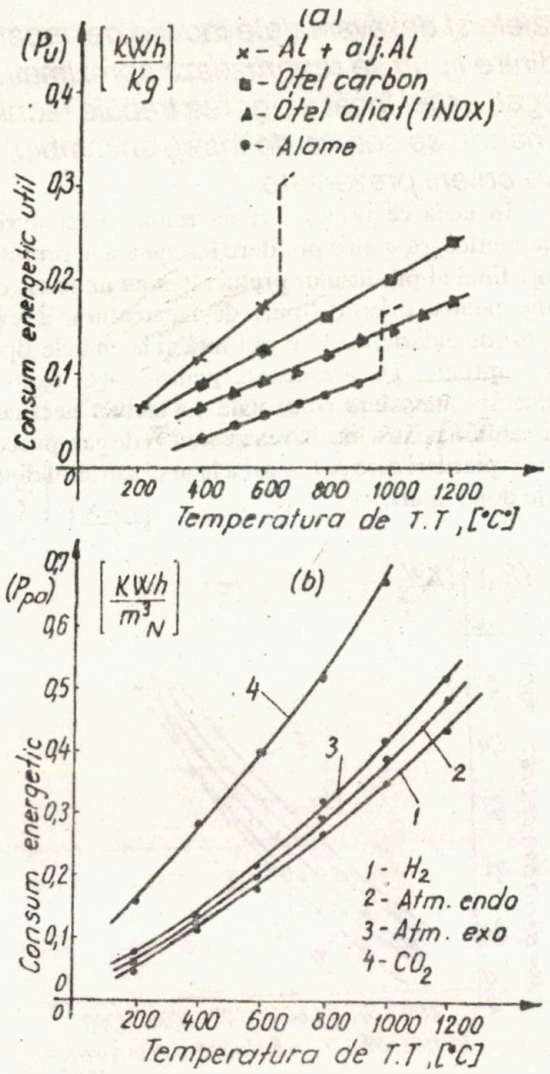


Fig. 2

Consumuri energetice pentru încalzirea diferitelor sarje (a) si a unor atmosfere controlate (b)

Energy consumption ito heat various charges (a) and controlled atmospheres (b)

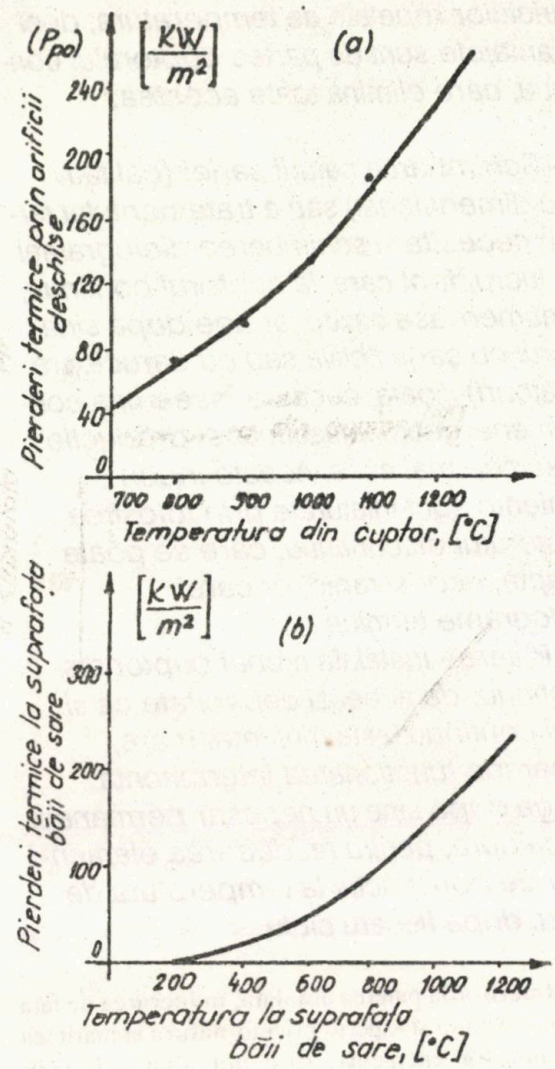


Fig. 3

Pierderi de caldura prin: a - orificii deschise; b - prin suprafata unei bai de sare

Heat losses through : a - openings, b - surface of a salt bath

I - monolit din: 100 mm beton BT-CA 141 ($q = 2$ g/cm^3) + 100 mm beton B-I$_2$, D 13 ($\rho = 1,3$ g/cm^3) + 100 mm beton izolator BT-I$_3$, ($\rho = 0,6$ g/cm^3) + 75 mm panou de azbest ($\rho = 0,2$ g/cm^3).

II - zidit din: 114 mm termoizolator tip I$_3$, S-D 06 ($\rho = 0,6$ g/cm^3) + 75 mm panouri izolatoare ($\rho = 0,4$ g/cm^3) + 50 mm lâna minerala ($\rho = 0,14$ g/cm^3).

III - zidit din: 230 mm samota C 71 ($q = 2,15$ g/cm^3) + 230 mm diatomit ID 0,7 ($q = 0,7$ g/cm^3).

IV - zidit din: 230 mm termoizolator tip I$_2$S-C 08 ($q = 0,8$ g/cm^3) + 75 mm azbest ($q = 0,2$ g/cm^3) + 50 mm vata de zgura ($q = 0,14$ g/cm^3).

V - zidarie din fibra ceramica: 250 mm fibra ceramica ($q = 0,096$ g/cm^3) + 10 mm placa de fibra ($q = 0,064$ g/cm^3).

În afara de aceste consumuri principale, mai aparea si altele (P_{ap}), care trebuie evaluate de la caz la caz si, pe cât este posibil, diminuate sau eliminate.

Puterea termica totala necesara este:

$$P_t = P_u + P_{pz} + P_{az} + P_{pa} + P_{po} + P_{pb} + P_{ap}, \quad kW \qquad (1)$$

Semnificatia termenilor este continuta în diagramele de mai sus.

Pentru fiecare tip de cuptor, relatia se adapteaza în mod corespunzator, efectuându-se si transformarile necesare de unitati de masura, pentru a se obtine puterea totala (P_t) în (Kw). Puterea electrica instalata este: $P_i = P_t/\eta e$ (η_e este randamentul electric si tine seama de pierderi de putere de natura electrica).

Se face precizarea ca aceste date folosesc, în primul rând, pentru o comparatie între diferitele variante, urmând ca, în cazul proiectarii unui anumit tip de cuptor, sa se întocmeasca bilantul termic exact.

REVISTA REVISTELOR

ISIJ International, *Japonia, 1994, nr.4*

- *Productia si tehnologia obtinerii fontei si otelului în Japonia în 1993, p.299*
- *Estimarea vitezei de ridicare a bulelor în lichidul din convertizorul cu insuflare prin fund, p.322*
- *Efectele miscarii turbionare ale jetului de barbotare de jos în sus asupra fenomenelor de transport în baie, p.330*
- *Morfologia si macrosegregarea în biletele de otel turnat continuu, p.338*
- *Aspecte fundamentale ale formarii texturii în otelul cu continut mic de carbon, p.313*
- *Studiu SANS al descompunerii fazelor în aliajul Fe-Cu cu adaos de Ni si Mn, p.346*
- *Modelarea si transformarea eutectoidala în otelul carbon nealiat, p.355*
- *Calirea prin precipitare în aliajele binare si cuaternare ale Fe- Cu, p.359*
- *Prognozarea anizotropiei plastice a tablei subtiri din otel cu continut mic de carbon prin modelare Taylor, p.366*

Metal And Casting of Ukraine, *1994, nr. 2*

- *Problema elaborarii fara cocs a fontei, p.2*
- *Perfectionarea tehnologiei de fabricatie a sârmei laminate si a echipamentului de laminare prin noile abordari tehnice, p.7*
- *Pulberile de bentonita folosite în productia de masa a turnatelor din fonta si otel, p.11*
- *Tehnologia productiei de serie a pieselor auto turnate din fonta de mare rezistenta, p.14*
- *Turnarea otelului în forme, coji la întreprinderea PA "ADVIS", p.20*
- *Materialele nemetalice topite si turnate pentru protectia contra radiatiilor beta-gama, p.23*
- *Originea si dezvoltarea turnatoriilor în Ucraina, p.28*

ZVARANIE, *1994 nr.3*

- *Cedarea îmbinarilor sudate a unei tevi pentru aburi datorita suprasolicitarii mecanice, p.2*
- *Structura si mecanismele formarii îmbinarilor sudate în condensatoarele cu tantal la sudura electrica cu condensator, p.4*
- *Metoda de evaluare a stabilitatii proceselor cu arc liber, p.6*
- *Sudura cu arc protejat a tablei subtiri din otel 17246 cu curent pulsatoriu, p.8*
- *Repararea echipamentului chimic prin sudura, p.9*
- *Mecanismele deteriorarii manusilor de sudura, p.12*

ZVARANIE, *1994, nr.4*

- *Prelucrarea mecanica a acoperirilor cu arc cu plasma, p.2*
- *Sudura cu termit a sinelor canelate în transportul orasenesc cu tramvaiul, p.4*
- *Sistemul adaptor APPR-1 de la posturile de munca robotizate pentru taierea cu oxigen a otelului - experienta practica, p.7*
- *Efectul fluxurilor la sudarea pe un perete vertical, p.8*
- *Factorul de risc cu electrozii WTh - opinie oficiala a comisiei IIW de protectie a muncii, p.9*

STUDII PRIVIND GAZODINAMICA STRATULUI FLUIDIZAT FOLOSIT CA MEDIU DE ÎNCALZIRE ÎN VEDEREA TRATAMENTELOR TERMICE ALE PIESELOR METALICE

Dr. ing. Vasilica Dina, conferentiar
Ing. Christian Mihailescu, sef de lucrari
Ing. Daniela Nagy, sef de lucrari
Universitatea "Politehnica" Bucuresti

C. Z.: 621.785

Utilizarea stratului fluidizat, ca mediu de încalzire a pieselor metalice care urmeaza sa fie tratate termic sau termochimic, a început în urma cu 30 de ani si a aluat amploare cu o viteza neasteptat de mare, în tari puternic dezvoltate industrial, ca Anglia, Rusia, S. U. A., Polonia, Japonia, China etc.

S-a implementat fie ca metoda de sine statatoare, fie, în cele mai multe cazuri, ca alternativa a încalzirii în bai de saruri, asigurând toate performantele acestora (încalzire rapida si uniforma), dar aducând si avantaje în plus, unele din acestea fiind sintetizate în figura 1, carora li se adauga: poluare aproape zero, eliminarea operatiilor de spalare, îmbunatatirea conditiilor de lucru ale personalului de deservire, mobilitate mult mai mare în ceea ce priveste gama de tratamente termochimice ce se pot efectua, geometrie simpla si durabilitate mult mai îndelungata a instalatiilor, control mai riguros al temperaturii din spatiul de lucru.

Avându-se în vedere faptul ca, în contextul programelor de retehnologizare a sectoarelor din industria metalurgica si constructoare de masini, unul din deziderateie urmarite îl reprezinta reducerea consumurilor energetice si de materiale, pe de o parte, si reducerea la minimum posibil a gradului de poluare, pe de alta parte, corelate evident si cu cresterea calitatii produselor finale, autorii lucrarii de fata considera ca înlocuirea bailor de saruri cu instalatii de încalzire în strat fluidizat sau implementarea acestora în sectii de tratamente termice noi (gama de piese ce poate fi încalzita este aceeasi ca si în cazul bailor de saruri reprezinta o solutie foarte oportuna pentru România.

Consideratii teoretice

În studiul transferului de caldura în strat fluidizat trebuie avute în vedere tehnicile foarte diverse care fac apel la aceasta metoda:

- *în general, fluidizarea fazelor solide într-un sistem gaz-solid este utilizata în multe aplicatii industriale. Paturile fluidizate îsi gasesc un larg domeniu de aplicabilitate în procesele de cracare catalitica. Alte procese chimice care utilizeaza aceasta tehnica sunt cele de clorurare a hidrocarburilor, de oxidare a combustibililor gazosi, recuperarea de metale utile din concentrate, calcinarea fosfatilor etc;*

- *straturile fluidizate sunt utilizate si în numeroase alte procese fizice, precum transfer de caldura, uscare, racire, congelare, cristalizare, acoperiri de suprafete etc., sau chimice: chimizarea carbunelui, reducerea minereurilor de fier, obtinerea fluorurii de aluminiu, descompuneri termice, clorurarea bioxidului de zirconiu s.a. In acest sens sunt*

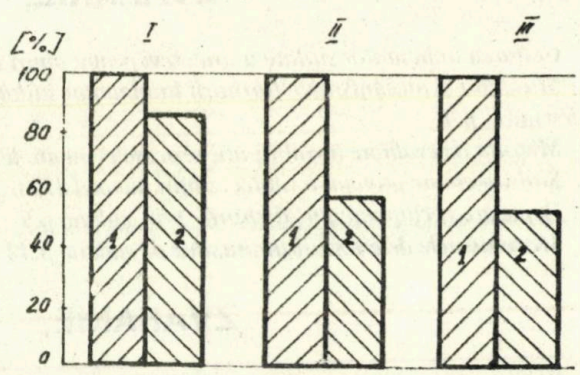


Fig. 1

Performante ale încalzirii în strat fluidizat, fata de încalzirea în bai de saruri: 1 - baie de sare; 2 - strat fluidizat; I - consum specific de energie; II - cost de exploatare calire; III - cost de exploatare carburare

Heating performances in fluidized beds versus salt beds

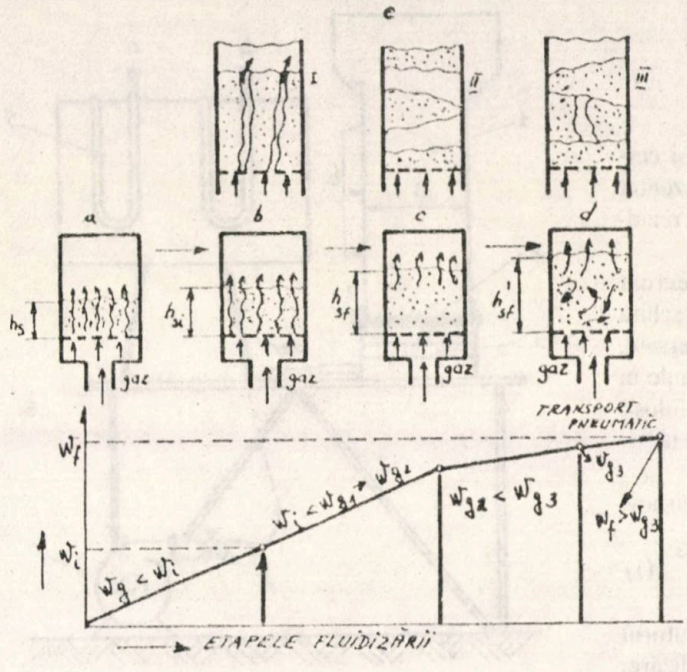


Fig. 2

Schematizarea mecanismului fluidizarii: a - strat fix; b - început de fluidizare; c - fluidizare totala omogena; d - fluidizare totala neomogena; e - fenomene secundare (I - canalizare totala, II - canalizare partiala, III - pistonare)

de amintit procesele de uscare a carbunelui, cimentului, calcarului, cât si acoperirii ale anumitor elemente metalice cu rasini termoplastice, caz în care o portiune a piesei este imersata într-un strat fluidizat în care se realizeaza acoperirea.

În conditiile introducerii unor corpuri (piese) de diferite geometrii este de asteptat sa apara fenomene noi, referitoare la cele doua aspecte mentionate.

Scopul prezentului studiu este de a investiga elementele specifice legate de transferul de caldura si hidrodinamica straturilor fluidizate (în special în prezenta unui corp imersat) ce caracterizeaza stratul fluidizat, ca mediu de încalzire.

Mecanismul fluidizarii si fenomenele secundare care pot aparea în timpul acestuia sunt sintetic prezentate în figura 2, iar parametri care influenteaza gazodinamica stratului fluidizat se pot grupa astfel:

- *specifici fazei solide (particulelor): diametrul mediu si forma acestora, densitatea materialului, limitele între care se afla fractiile granulometrice;*
-
- *specifici fluidului (gazului) de fluidizare: vâscozitatea cinematica, densitatea, temperatura;*
- *forma si dimensiunile incintei de lucru.*

Toti acesti factori vor determina viteza minima (de început) [w_i] si viteza maxima (de sfârsit) [w_f] de fluidizare, iar corelatiile dintre ei se gasesc în literatura de specialitate [1] - [3], dar numai pentru situatia inexistentei unor corpuri imersate.

În cazul utilizarii stratului fluidizat ca mediu de încalzire, factorilor mentionati li se vor adauga si cei indusi de încarcatura si care sunt: forma, dimensiunile pieselor si raportul dintre volumul ocupat de acestea [V_p] si cel al stratului în stare fluidizata [V_s]. Cercetarile întreprinse urmaresc sa determine modul în care influenteaza si acesti factori asupra marimii celor doua viteze mentionate si a fenomenelor de curgere în general.

Pentru ca rezultatele obtinute pe model fizic "rece" sa poata fi transpuse la cazul real, este necesara utilizarea unor criterii de similitudine care descriu cel mai fidel procesul. În acest sens, literatura de specialitate propune mai multe variante, dar cea mai buna s-a dovedit a fi varianta propusa de Smirnov si Li De Ep [4], care au descompus procesul în trei fenomene ce au loc simultan, si anume:

- *curgerea unui gaz printr-un strat de material solid;*
- *expandarea stratului;*
- *mentinerea stratului expandat.*

Pentru studiu au ales criteriile: Euler [$Eu = \Delta p/(w^2_g \rho_g)$]; Arhimede [$Ar = Ga \cdot (\rho_p - \rho_g)/\rho_g$]; Galilei [$Ga = g \cdot d_p^3 / \nu_g^2$]; Reynolds [$Re = w_g.D/\nu_g$]; si invarianti geometrici: $x_1 = d_p/D$; $x_2 = h_{si}/D$, $x3 = h_{sf}/D$ în aceste relatii semnificatia factorilor fiind:

Δp - pierderea de presiune la curgerea gazului prin strat [N/m^2];

w_g, ν_g, ρ_g - viteza [m/s]; viscozitatea cinematica [m^2/s], respectiv densitatea [Kg/m^3N] pentru gazul de fluidizare;

d_p, D - diametrul mediu al particulelor, respectiv al incintei de lucru [m];

h_{si}, h_{sf} - înaltimea initiala (strat fix) si finala (strat fluidizat) [m].

Cercetari experimentale si prelucrarea rezultatelor

Într-o prima etapa s-au efectuat studii si cercetari de laborator pe model fizic "rece", reprezentat în figura 3, cu privire la regimul gazodinamic, rezultatele obtinute facând obiectul acestei lucrari.

In contextul experimentarilor s-au efectuat masuratori de presiune în punctele figurate pe schita (fig. 3), în varianta fara corpuri si cu corpuri imersate, mentinându-se celelalte conditii (aceleasi granule în strat si acelasi gaz de fluidizare, concret: s-a folosit nisip cu granulatie cuprinsa între 0,3 si 0,4 mm, iar ca gaz de fluidizare - aer rece).

Pe baza corelatiei criteriale stabilite de Smirnov:

$$Eu = 8{,}58 \cdot Re^{-1,2} \cdot Ar \cdot x_1^{0,5} \cdot x_2^{0,33} \cdot x_3^{0,33} \quad (1)$$

prelucrata de autori, a rezultat relatia cu ajutorul careia s-a determinat viteza initiala de fluidizare, utilizându-se valoarea pierderii de presiune masurata, la care a început procesul de fluidizare.

$$\Delta p = 8{,}58 \cdot g \cdot \frac{w_g^{0,8} \cdot d_p^{3,5} \cdot h_{si}^{0,33} \cdot h_{sf}^{0,33}}{D^{2,36} \cdot \nu^{0,8}} \quad (2)$$

Rezultatele sunt prelucrate grafic si sintetizate în figurile 4 si 5 (se precizeaza ca fiecare masuratoare a fost repetata de cinci ori, iar valoarea de lucru a diferentei de presiune a constituit-o media acestor masuratori).

Comparându-se rezultatele obtinute cu relatia propusa de Leva, pentru situatia fara corpuri imersate, la curgere laminara (Re < 10) si care este:

$$w_i = \frac{0{,}005 \cdot d_p^2 \cdot g \cdot (\rho_p - \rho_g) \cdot \varepsilon_i^2}{\eta \cdot \varphi_p^2 \cdot (1 - \varepsilon_i)} \left[\frac{m}{s}\right] \quad (3)$$

cu cele obtinute prin experiment, cu corpuri imersate (gazul si particulele fiind neschimbate), se constata ca relatia (3) se poate utiliza si în acest caz, dar corectata cu un coeficient (k_w) care tine seama de raportul (V_p/V_s).

În relatia (3) (ε_i) este fractia de goluri la începutul fluidizarii; (Φ_p) este coeficient de forma a particulelor, iar (η) este vâscozitatea dinamica a gazului care se modifica cu temperatura dupa relatia:

$$\eta_t = \eta_0 \cdot \frac{1 + \alpha \cdot c}{1 + \frac{\alpha \cdot c}{1 + \alpha \cdot t}} \cdot \sqrt{1 + \alpha \cdot t} \left[\frac{kg}{m \cdot s}\right] \quad (4)$$

în care: η_0 este vâscozitatea dinamica a gazului în conditii normale; cu o constanta dependenta de natura gazului; t - temperatura gazului. De cresterea vâscozitatii cu temperatura trebuie sa se tina seama la determinarea vitezei de început de fluidizare, respectiv la cea a debitului de gaz.

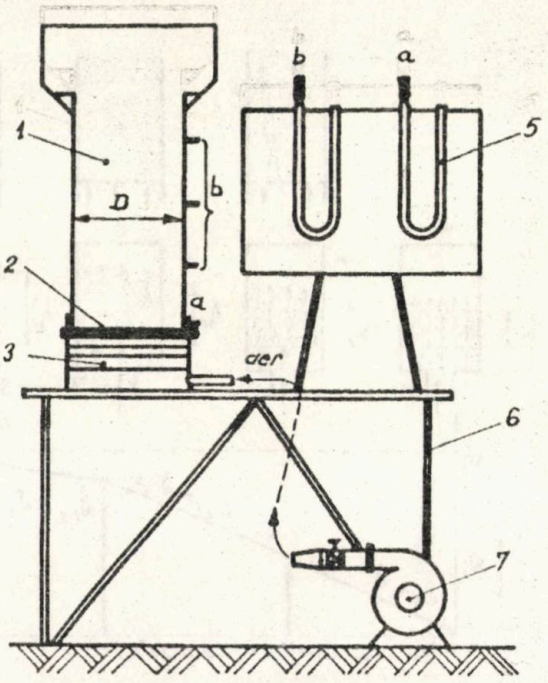


Fig. 3

Schita instalatiei de laborator - modelul fizic "rece": 1 - incinta cu pereti transparenti; 2 - placa de fluidizare; 3 - camera de egalizare a presiunii; 4 - conducta de admisie a gazului de fluidizare; 5 - manometre cu lichid; 6 - ventilator; 7 - masa de lucru; a, b - puncte de masurare a presiunii

Laboratory plant - 'cold' model

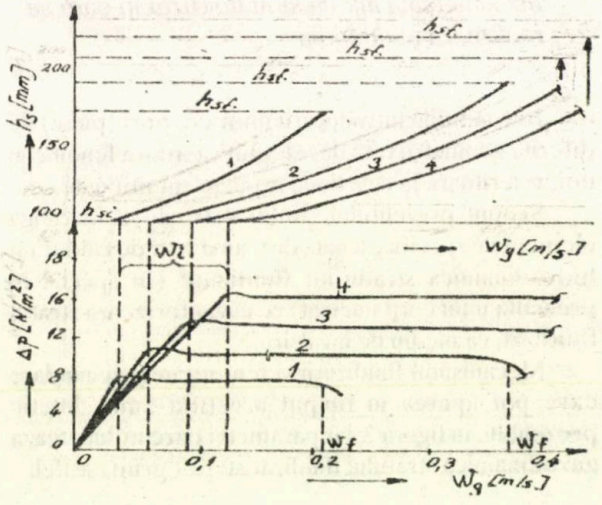


Fig. 4

Evolutia vitezei de fluidizare: 1 - 1 - $V_p/V_s = 0$; 2 - $V_p/V_s = 0{,}4$; 3 - $V_p/V_s = 0{,}6$; 4 - $V_p/V_s = 0{,}8$

Fluidizing rate development

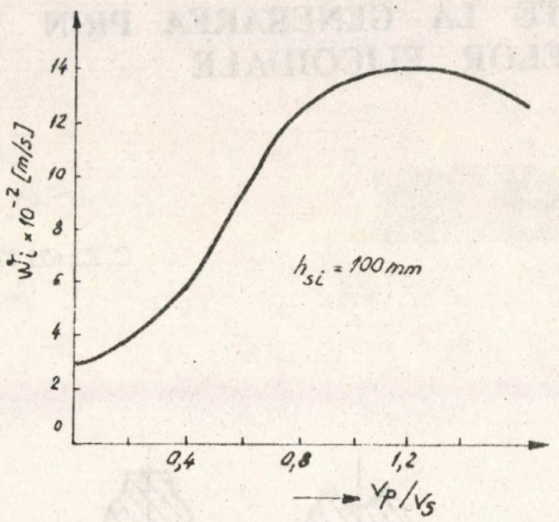


Fig. 5
Influenta raportului V_p/V_s asupra vitezei minime w_i de fluidizare
The effect of V_p/V_s on minimal fluidizing rate w_i

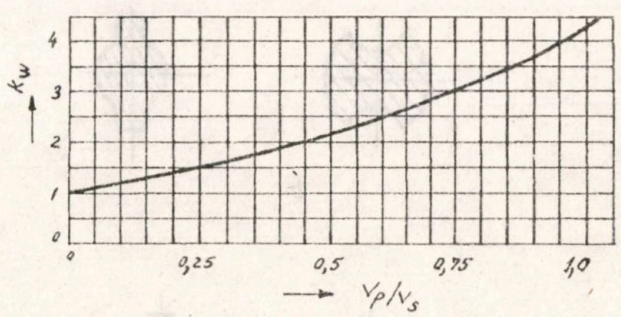


Fig. 6
Diagrama pentru determinarea coeficientului de corectie k_w
Diagram for computing the correction factor, k_w

În mod practic se calculeaza viteza de fluidizare cu relatia (3) corectata, apoi se determina valoarea pierderilor de presiune (Δp) care va determina presiunea de alimentare a ventilatorului ce furnizeaza gazul de fluidizare.

Corelatia dintre valoarea coeficientului (k_w) si raportul (V_p/V_s) se determina tot experimental, iar rezultatele obtinute sunt continute în diagrama din figura 6 care poate fi utilizata practic.

Concluzii

O concluzie evidenta, care se desprinde din experimentarile efectuate, este aceea ca existenta unor corpuri imersate în stratul fluidizat determina cresterea valorii vitezei minime (w_i) de fluidizare, respectiv a celei maxime (w_f), adica domeniul vitezelor de lucru se deplaseaza spre dreapta, dar se mentine raportul w_f/w_i = 60... 70 ca si în cazul inexistentei corpurilor.

Explicatia acestui fapt consta în aceea ca piesele imersate se comporta ca niste sicane în calea curgerii, înregistrându-se o pierdere de presiune locala semnificativa. Acesteia i se mai adauga si pierderea de presiune prin frecare (cu o pondere mai redusa), astfel încât initializarea fluidizarii se produce la viteze mai mari fata de situatia fara corpuri imersate.

Faptul ca domeniul vitezelor de lucru (w_i si w_f) s-a deplasat spre dreapta poate fi benefic pentru coeficientul total de transmisivitate a caldurii (α), prin cresterea ponderii coeficientului de schimb de caldura convectiv (α_c), ca rezultat al posibilitatii de crestere a vitezei de lucru a gazului de fluidizare (w_g), ($w_i < w_g < w_f$). Acest lucru urmeaza sa fie studiat prin experimentari la cald, pentru a se stabili în final atât algoritmul de proiectare a instalatiilor de încalzire în strat fluidizat, cât si acela care sa permita conducerea proceselor de încalzire cu ajutorul calculatorului.

BIBLIOGRAFIE

[1] **Baskakov A. P.:** *Skorostnoi bezokislitelnoi nagrev terniceskaia obrabotka v kipiasciem sloe.* Metallurghia, nr. 2, 1968, p. 32

[2] **Doig D. I.:** *Contribution of the continnous and dispersed phases to the suspension of spheres by a bounded gas-solids stream.* Ind. Eng. Chem. Fundamentals, vol. 7, nr. 3, 1968, p. 213

[3] **Druga L., Samoila C., Ionescu M. S.:** *Tehnologii si utilaje moderne de încalzire în metalurgie.* Ed. Th., Bucuresti, 1986, p. 61...71

[4] **Bratu Em. A.:** *Operatii si utilaje în industria chimica.* Ed. Th., Bucuresti, 1970, p. 597...599

[5] **Chiriac F.** s.a.: *Procese de transfer de caldura si masa în instalatiile industriale.* Ed. Th. Bucuresti, 1982, p. 443... 448

CONTRIBUTII LA STABILIREA GEOMETRIEI SEMIFABRICATELOR UTILIZATE LA GENERAREA PRIN RASUCIRE A PROFILELOR ELICOIDALE

Dr. ing. Gheorghe Brabie, sef de lucrari - Universitatea Bacau

C. Z.: 621.771.2

La generarea prin rasucire a profilelor elicoidale, prin metoda aplicarii directe a momentului de torsiune unui semifabricat de o anumita forma, factorul principal care contribuie la realizarea configuratiei si preciziei dimensionale a piesei prelucrate este geometria semifabricatului initial.

Elementele care stau la baza stabilirii geometriei semifabricatului utilizat la generarea profilului elicoidal sunt:

- *configuratia sectiunii transversale a semifabricatului, prin care se asigura configuratia profilului piesei finite;*
- *parametrii dimensionali axiali si ai sectiunii semifabricatului, prin care se asigura realizarea dimensiunilor profilului elicoidal al piesei finite.*

Stabilirea unei configuratii si a unor dimensiuni optime ale semifabricatului initial asigura generarea cât mai precisa a configuratiei si realizarea preciziei dimensionale a profilului elicoidal obtinut prin rasucire si în acelasi timp reducerea posibilitatilor de aparitie a unor fenomene negative în timpul procesului de deformare.

Aspecte privind stabilirea configuratiei sectiuniitransversale a semifabricatului initial

Încercarile experimentale, efectuate în scopul generarii profilelor elicoidale prin rasucire, au dus la concluzia ca pentru stabilirea configuratiei sectiunii transversale a semifabricatului initial este necesar sa se porneasca de la configuratia sectiunii piesei finite, careia i se vor aplica o serie de corectii de forma determinate de conditiile concrete de deformare si de modul de curgere al materialului pe sectiune [1].

Forma sectiunii transversale este definita de urmatoarele elemente:

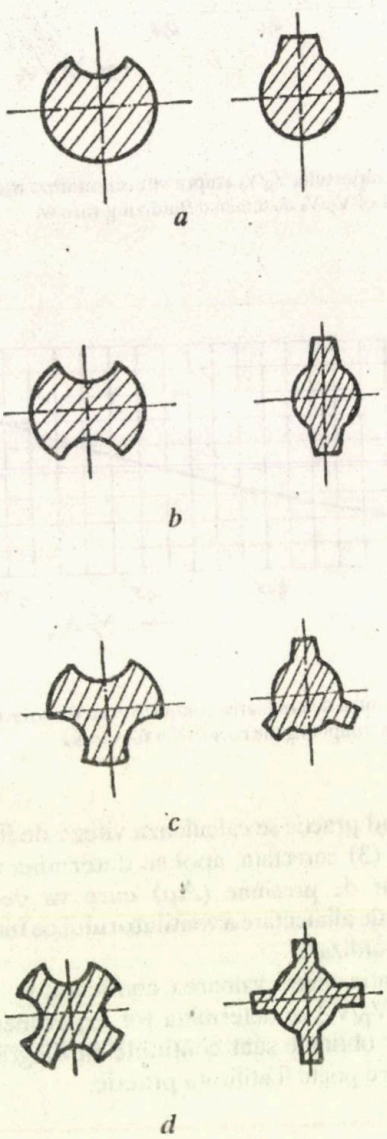


Fig. 1

Forme de sectiuni transversale ale semifabricatelor initiale utilizate la generarea profilelor elicoidale prin rasucire: a - cu un canal sau o proeminenta; b - cu doua canale sau doua proeminente; c - cu trei canale sau trei proeminente; d - cu patru canale sau patru proeminente Cross section geometries of start blanks used in generation of twisting helical profiles: a - with a groove or a rib; b - with 2 grooves or 2 ribs; c - with 3 grooves or three ribs; d - with 4 grooves or 4 ribs

- *forma conturului exterior si cea a profilului canalului, determinate de conditiile de functionare ale piesei finite; forma conturului exterior este de regula circulara, iar profilul canalului poate fi definit de diverse curbe (drepte, cercuri, evolvente, parabole, epicicloide, hipocicloide etc.);*
- *numarul de canale, determinat de numarul de începuturi al profilului elicoidal ce urmeaza a fi generat; din acest punct de vedere, formele de sectiuni cu un canal (cu o proeminenta), cu doua canale (cu doua proeminente), ... s.a.m.d. (fig. 1) se pot utiliza pentru generarea unor profile elicoidale cu un numar egal de începuturi.*

Analiza rezultatelor obtinute în cadrul încercarilor experimentale preliminare de generare prin rasucire a profilelor elicoidale duce la urmatoarele concluzii privind forma sectiunii transversale a semifabricatului initial:

- *formele de sectiuni transversale care prezinta o oarecare simetrie a distributiei materialului (cele cu un numar de canale mai mare de 2) se deformeaza mai usor, prelucrarea realizându-se în conditii de precizie ridicata datorita uniformitatii curgerii materialului pe sectiunea semifabricatului;*
- *formele de sectiuni transversale la care materialul nu este distribuit uniform si simetric (cele cu un canal), prezinta pericolul aparitiei erorilor la profilul elicoidal generat si a variatiei neuniforme a modificarilor dimensionale, datorita curgerii neuniforme a materialului pe sectiune;*
- *formele de sectiuni transversale cu grad de umplere a miezului mai mic, comparativ cu partea periferica a sectiunii, se deformeaza mai usor si necesita forte de deformare mai mici, dar prezinta pericolul închiderii canalului si ca atare precizia prelucrarii este mai mica;*
- *formele de sectiuni transversale cu grad de umplere a miezului mai mare, comparativ cu partile periferice ale sectiunii, se deformeaza mai greu si necesita forte de deformare mai mari; la aceste forme curgerea în zona periferica se realizeaza mai încet si ca atare închiderea canalului este mai mica, iar precizia prelucrarii mai mare.*

Etapele ce trebuie parcurse pentru stabilirea formei sectiunii transversale a semifabricatului initial sunt:

- *determinarea configuratiei sectiunii transversale a piesei finite, care reprezinta forma de baza pentru stabilirea configuratiei sectiunii semifabricatului initial;*
- *stabilirea corectiilor la profilul sectiunii piesei finite; de exemplu, în cazul canalului cu profil circular, având în vedere modificarile dimensionale ale parametrilor canalului si modul de curgere al materialului pe sectiune,conform schemei din figura 2, configuratia sectiunii transversale a semifabricatului initial se va stabili dupa forma partii hasurate, linia întrerupta reprezentând configuratia sectiunii piesei finite; în general, corectiile la profilul sectiunii piesei finite si configuratia sectiunii transversale a semifabricatului se vor stabili prin încercari experimentale; în cazul în care aceste corectii se situeaza din punct de vedere dimensional între limitele adaosurilor de prelucrare, configuratia sectiunii transversale a semifabricatului initial va avea la baza numai configuratia sectiunii piesei finite [2].*

Aspecte privind stabilirea parametrilor dimensionali ai semifabricatului initial

Parametrii dimensionali ai semifabricatelor initiale utilizate la generarea prin rasucire a profilelor elicoidale se vor stabili luând ca baza dimensiunile piesei finite, carora li se prevad unele corectii si adaosuri în functie de modificarile dimensionale ce se produc în procesul de rasucire, de conditiile concrete de deformare si în functie de prelucrarile ulterioare necesare [3].

Dimensiunile axiale ale semifabricatului initial, respectiv lungimea semifabricatului L si lungimea canalului longitudinal L_c, se vor stabili având în vedere considerentele de mai sus, pe baza urmatoarelor relatii:

$$L = L_{pf} + \Delta L + L_p + L_f \qquad (1)$$

$$L_c = L_{pf} + \Delta L + L_f \qquad (2)$$

unde L_{pf}, ΔL, L_p si L_f reprezinta lungimea piesei finite, modificarea dimensionala axiala (scurtarea), lungimea portiunii de prindere si adaosul de prelucrare pentru operatiile finale. Pe de alta parte, din conditia de realizare prin rasucire cu unghiul φ a unui profil elicoidal cu pasul p si tinând seama de modificarea dimensionala axiala a semifabricatului, lungimea canalului se va determina si prin relatia matematica:

$$L_c = \frac{\varphi p}{2\pi} + \Delta L \qquad (3)$$

Dimensiunile sectiunii transversale, respectiv diametrul sectiunii, latimea canalului si înaltimea acestuia se vor stabili pe baza urmatoarelor relatii:

$$d = d_{pf} \pm \Delta d + \Delta d_x + \Delta d_g \qquad (4)$$

$$l = l_{pf} + \Delta l + \Delta l_x + \Delta l_g \qquad (5)$$

$$h = h_{pf} - \Delta h + \Delta h_x + \Delta h_g \qquad (6)$$

unde d_{pf}, l_{pf}, h_{pf} sunt marimile corespunzatoare piesei finite, Δd, Δl, Δh sunt modificarile dimensionale ce se produc în procesul de rasucire, Δd_x, Δl_x, Δh_x reprezinta pierderile prin oxidare în cazul deformarii la cald, iar Δd_g, Δl_g, Δh_g reprezinta adaosurile pentru operatiile finale. In cazul profilelor circulare ale canalului (fig. 2), raza canalului se va determina pe baza relatiei:

$$R = \frac{(l - \Delta l)^2 + 4(h + \Delta h)^2}{8(h + \Delta h)} + \Delta R \qquad (7)$$

unde l si h sunt dimensiunile canalului, Δl si Δh modificarile dimensionale ale canalului, iar ΔR modificarea razei canalului.

Adaosurile pentru prelucrarile finale, din relatiile de calcul ale parametrilor dimensionali ai semifabricatului si canalului, se stabilesc în functie de tipul operatiei de prelucrare finala.

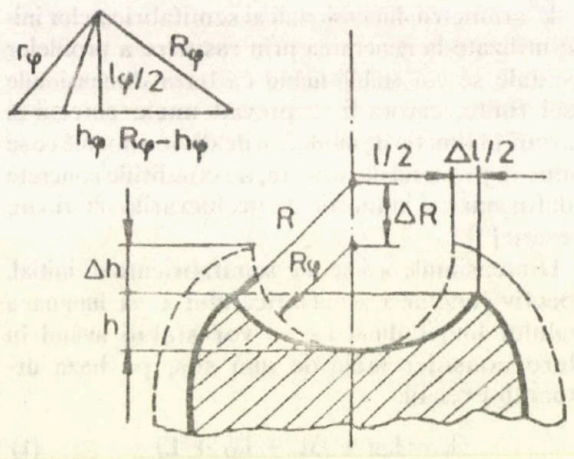


Fig. 2

Parametrii dimensionali, înainte si dupa deformare, ai canalelor cu profil circular

The sizes, before and after twisting, of round grooves

Modificarile dimensionale ale parametrilor dimensionali ai semifabricatului si canalului, ce se produc în urma rasucirii, se determina prin încercari experimentale, în functie de geometria semifabricatului, de materialul acestuia, de unghiul de rasucire aplicat si de temperatura de deformare [2], [3].

Concluzii

Geometria semifabricatului, respectiv forma sectiunii transversale si parametrii dimensionali ai semifabricatului si canalelor, reprezinta factorul de influenta cu importanta cea mai mare în ceea ce priveste precizia profilelor elicoidale generate prin rasucire.

La stabilirea formei sectiunii transversale se au în vedere conturul exterior al semifabricatului, profilul canalului si numarul de canale. Stabilirea acestor factori ce definesc forma sectiunii transversale a semifabricatului initial se face luând ca baza forma sectiunii transversale a piesei finite, careia i se aplica o serie de corectii, în functie de modul de curgere al materialului pe sectiune si de modificarile dimensionale ale profilului canalului la rasucirea cu diverse unghiuri.

La stabilirea dimensiunilor semifabricatului se au în vedere dimensiunile axiale si transversale ale acestuia, respectiv dimensiunile canalului. Stabilirea acestor dimensiuni se face în functie de dimensiunile piesei finite, de modificarile dimensionale ce se produc în procesul de rasucire, de regimul termic utilizat si de conditiile constructive si functionale impuse piesei finite.

Stabilirea corectiilor necesare pentru realizarea formei sectiunii transversale si a modificarilor dimensionale ale semifabricatului în timpul procesului de rasucire se va face prin încercari experimentale pentru fiecare forma si dimensiune a semifabricatului si canalului, pentru fiecare unghi de rasucire aplicat, pentru fiecare material utilizat si pentru fiecare temperatura de deformare utilizata.

BIBLIOGRAFIE

[1] **Drimer D., Brabie G.:** *Factori de influenta ai preciziei de prelucrare prin procedeul de deformare plastica prin rasucire.* Studii si cercetari - I. I. S Bacau, 1987, p. 125

[2] **Brabie G., Catana V.:** *Concluzii preliminare privind modificarile dimensionale si de forma ale semifabricatelor utilizate la generarea prin rasucire a profilelor elicoidale.* Simpozion TEHNOMUS, Universitatea Suceava, 1993, p. 164

[3] **Brabie G.:** *Contributii teoretice si experimentale privind influenta geometriei si materialului semifabricatului asupra modificarilor dimensionale ale pieselor cu profile elicoidale generate prin rasucire.* Teza de doctorat. Universitatea Tehnica "Gh. Asachi" Iasi, 1993.

EVALUAREA TEORETICA A RATEI DE PRODUCERE A DEFECTELOR ÎN RETEAUA CRISTALINA

Dr. ing. Nicolae Mazilu, profesor asociat - Universitatea Raleigh S. U. A.
Dr. ing. Marcel Agop, conferentiar
Ing. Viorel Grancea, lector Universitatea tehnica "Gh. Asachi"Iasi.
Ing. Petre Vizureanu, asistent universitar

C. Z.: 669.017

Lucrarea de fata îsi propune ca, pe baze pur teoretice, sa evalueze legatura ce exista între deteriorarea retelei cristaline si diversele marimi ce pot influenta comportarea materialului sub iradiere. În particular, ea se materializeaza printr-un principiu de obtinere a sumelor de stare caracteristice ansamblului statistic specific solidului, cu o formulare a celui mai general "potential de cedare" al teoriei în dependenta sa de flux, temperatura, fractia de goluri, precum si de celelalte marimi care intervin. Pentru cazul particular al solidului nesupus tensiunii este data explicit fractia de goluri produsa de iradiere în functie de parametrii implicati.

Problema esentiala este obtinerea starii atomilor primari ciocniti imediat dupa ciocnirea cu neutronii. Vom considera ca atomul este în miscare termica în jurul unei pozitii de echilibru din reteaua cristalina si dorim sa descriem mai întâi aceasta miscare din punct de vedere statistic.

Aceasta se poate face cu ajutorul starilor proprii ale operatorului de anihilare cunoscute, în general, sub numele de stari coerente, al caror formalism este descris în detaliu în [1]. Facilitatea acestei descrieri este corelata cu un avantaj esential: suma de stare se poate cel mai lesne construi cu ajutorul operatorilor de densitate caracteristici acestor ansambluri de miscari, operatori care, în formalismul starilor coerente, sunt ei însisi foarte lesne de construit.

Modalitatea de constructie este data de principiul entropiei informationale maxime [2] si a fost pentru prima oara descrisa de She si Heffner în [3] pentru ansamblul ce caracterizeaza masuratorile simultane ale variabilelor conjugate canonic. Rezultatul acestor autori pentru operatorul de densitate ce caracterizeaza starea imediat dupa masuratoare este:

$$\hat{\rho}_m = \left[\frac{h}{\Delta p \Delta q + \frac{\hbar}{2}}\right] : \exp\left[-\frac{h}{\Delta p \Delta q + \frac{\hbar}{2}}\right] \qquad (1)$$

unde operatorul de anihilare â este dat de:

$$\hat{a} = (2h\mu)^{-\frac{1}{2}}(\hat{q} + i\mu\hat{p}) \qquad (2)$$

$\hat{p}$ fiind operatorul impulsului, $\hat{q}$ cel al coordonatei, si am notat:

$$\alpha = (2h\mu)^{-\frac{1}{2}}(q + i\mu p) \qquad (3)$$

q si p fiind mediile celor doi operatori si:

$$\mu = \frac{\Delta q}{\Delta p} \qquad (4)$$

unde Δp si Δq sunt variantele coordonatei si impulsului; α din (17) este valoarea proprie a operatorului de anihilare pe starea proprie $|\alpha\rangle$ (starea coerenta):

$$\hat{a} \mid \alpha\rangle = \alpha|\alpha\rangle \qquad (5)$$

În (1) simbolul: O: înseamna ordinea normala a operatorilor de creare si anihilare din expresia O: în calcule toti operatorii de anihilare stau la dreapta tuturor operatorilor de creare. Modalitatea de calcul este data în detaliu în [2]. În cazul în care $\mu = (M\omega)^{-1}$, unde M este masa atomului, iar ω pulsatia sa pe un grad de libertate, operatorul $|\ \rangle$ este operatorul obisnuit al oscilatorului armonic:

$$\hat{a}_0 = \left(\frac{M\omega}{2h}\right)^{\frac{1}{2}}\left(\hat{q} + \frac{i\hat{p}}{M\omega}\right) \qquad (6)$$

Încercam acum sa descriem interactia neutronului cu atomul din reteaua cristalina prin formalismul descris anterior, asimilând aceasta interactie cu o masuratoare simultana a coordonatei si impulsului atomului, în aproximatia elastica. Aceasta ipoteza este justificata de faptul ca, în domeniul de interes al energiilor neutronice, de 1-10 MeV, ciocnirile elastice predomina în proportie de 80% sau mai mult, cu o sectiune eficace microscopica medie de 4 barr [4].

Într-un asemenea proces elastic în care neutronul are impulsul initial $\vec{r}_0$, iar atomul impulsul initial $\vec{p}_0$, atomul capata dupa ciocnire impulsul [2]:

$$\vec{p} = -Mv\vec{n} + \left[\frac{A}{1+A}\right](\vec{p_0} + \vec{r_0}) ; M = \frac{Mm}{M+m} \quad (7)$$

unde: v este viteza relativa, $\vec{n}$ un versor ce depinde de detaliile procesului de interactie, iar A este numarul de masa al atomului (de fapt, raportul dintre masa atomului si masa neutronului).

Formula (7) are avantajul de a pune în evidenta aleatoriul dintr-un asemenea proces. Mai întâi, versorul $\vec{n}$ reflecta aleatoriul în privinta directiei particulare dupa ciocnire, atât timp cât nu cunoastem exact detaliile ciocnirii. În al doilea rând, avem indecizie în privinta directiei lui $\vec{r_0}$: apriori un atom poate fi ciocnit din orice directie. În al treilea rând, nu cunoastem efectiv locul în care se petrece ciocnirea (particulele sunt presupuse punctuale în (7)). Admitând ignorarea totala asupra directiilor $\vec{n}$ si $\vec{r_0}$, rezulta ca acestea sunt uniform distribuite pe sfera de raza unitate, ceea ce înseamna o densitate de repartitie apriori

$$\rho(\theta,\varphi) = \frac{\sin\theta}{4\pi} \quad (8)$$

unde $\theta \in [0,\pi]$, $\varphi \in [0, 2\pi]$. Medierea lui (7) pe ansamblul (8) duce la vectorul

$$\vec{p} = \frac{A}{1+A}\vec{p_0} \quad (9)$$

cu variante egale pe componente, date de:

$$\Delta p = \frac{A\, r_0}{\sqrt{3}(1+A)} \quad (10)$$

În ceea ce priveste al treilea tip de indecizie, stim doar faptul ca, în interactie, neutronul si atomul trebuie sa se gaseasca într-o vecinatate de dimensiuni liniare date de radacina patrata a sectiunii eficace a procesului. Aceasta marime poate fi luata ca varianta a coordonatei atomului sub forma:

$$\Delta q = \frac{\sqrt{\sigma}}{3} \quad (11)$$

uniform pe toate cele trei grade de libertate. Trecând acum la operatorii cuantici corespunzatori marimilor p si q, conservarea relatiilor de comutare canonice:

$$[\hat{q}_m, \hat{p}_n] = i\hbar\delta_{mn} \quad (12)$$

impune alegerea vectorului de pozitie al atomului imediat dupa ciocnire ca:

$$\vec{q} = \frac{A+1}{A}\vec{q_0} \quad (13)$$

unde $\vec{q_0}$ este coordonata atomului fata de nodul retelei cristaline.

Asadar, starea atomului imediat dupa ciocnire este caracterizata de operatorul de densitate (1), corespunzator unui grad de libertate, în care α din (3) este dat de:

$$a = \sqrt{\frac{A\sqrt{\sigma}}{2\hbar(A+1)\sqrt{2mE}}}\left\{\frac{A+1}{A}q_0 + \sqrt{\frac{\sigma}{2mE}}\,p_0\right\} \quad (14)$$

unde E este energia cinetica a neutronului.

Putem testa gradul de veridicitate al unei asemenea concluzii, calculând o marime de interes pentru interactia neutron-atom: energia medie transferata unui atom din reteaua cristalina. Pentru aceasta vom observa ca între operatorii (2) si (5) exista o echivalenta unitara [1]:

$$\hat{a} = \hat{U}_r \hat{a}_0 \hat{U}_r^+ \quad (15)$$

unde $\hat{U}_r$ este operatorul unitar

$$\hat{U}_r = \exp\left\{\frac{r}{2}(\hat{a}^2 - \hat{a}^{+2})\right\} \quad (16)$$

si

$$r = \ln\frac{A}{A+1}\frac{\sqrt{\mu_0}}{\mu} ; \mu_0 \equiv (M\omega)^{-1} \quad (17)$$

Facând notatia:

$$\nu \equiv \frac{\hbar}{\Delta p\Delta q + \frac{\hbar}{2}} \quad (18)$$

si având în vedere (15), operatorul (1) se scrie:

$$\hat{\rho}_m = \nu : \hat{U}_r \exp \quad (19)$$

unde între α si z (valoarea proprie a lui $\hat{a}_0$) avem transformarea Stoler

$$\alpha = z\,\mathrm{chr} + \bar{z}\,\mathrm{shr} \quad (20)$$

$\hat{a}_0^+$ este operatorul de creare caracteristic unui oscilator ce face parte dintr-un ansamblu termic caracterizat de operatorul de densitate ($\beta \equiv (k_B T)^{-1}$):

$$\hat{\rho}_T = \left[\exp(\beta\hbar\omega) - 1\right]\int\frac{d^2z}{\pi} \cdot$$

$$\cdot\exp\left\{(1 - e^{\beta\hbar\omega})|z|^2\right\}|z \times z| \quad (21)$$

T fiind temperatura absoluta, iar k_B constanta lui Boltzmann. Prin urmare în (19) se impune medierea dupa ansamblul termic (21), ceea ce duce la

$$Tr(\hat{\rho}_m\hat{\rho}_T) = \frac{\nu}{1+\bar{n}\nu} : \exp\left\{-\frac{\nu}{1+\bar{n}\nu}\bar{\alpha}^+\bar{\alpha}\right\} : \quad (22)$$

cu $\bar{n} = \left(e^{\beta\hbar\omega} - 1\right)^{-1}$.

Aceasta înseamna ca starea atomului imediat dupa ciocnire, la temperatura retelei cristaline, este data de operatorul

$$\hat{\rho} = \frac{\nu}{1+\bar{n}\nu} : \exp\left\{ -\frac{\nu}{1+\bar{n}\nu}\hat{a}+\hat{a}\right\} \qquad (23)$$

Cu ajutorul acestui operator putem calcula energia media a starii pe care o caracterizeaza, adica energia medie a atomului imediat dupa ciocnire. Hamiltonianul caracteristic al problemei va fi:

$$\hat{H} = \frac{1}{2}\varepsilon_0 \left(\hat{a}^+\hat{a} + \hat{a}\hat{a}^+\right) \qquad (24)$$

unde ε_0 este energia analoga unei cuante $h\omega$, adica:

$$\varepsilon_0 = \frac{h}{M}\mu = \frac{h}{A+1}\sqrt{\frac{2E}{m\sigma}} \qquad (25)$$

cu E - energia neutronului si m - masa sa.

Cu (23) si (24) avem:

$$\langle H\rangle = \frac{h}{M\mu}\left\{\frac{1}{2} + \frac{1+\bar{n}\nu}{\nu}\right\} \qquad (26)$$

sau explicitând marimile:

$$\langle H\rangle = \frac{2A}{3(A+1)^2}E + \frac{h}{A+1}\sqrt{\frac{E}{2m\sigma}}\left(cth\frac{\beta h\omega}{2}+1\right) \qquad (27)$$

Pentru cazul unui neutron cu energia de 1 MeV, A = 91 (numarul de masa al zirconiului), T = 300 K si o pulsatie tipica de $1{,}5\times10^{13}$ cps avem

$$\langle H\rangle = 22575{,}8 \text{ eV} \qquad (28)$$

Aceasta marime trebuie luata ca energie a unui atom primar ciocnit. In literatura de specialitate se admite (drept cifra orientativa, nu reiese dintr-o formula!) faptul ca energia medie transferata atomului este jumatate din cea maxima, adica 21500 eV [4]. Valoarea (28) este, evident, comparabila cu aceasta, însa aici avem avantajul de a fi obtinut teoretic o marime fizica în dependenta de toate detaliile implicate: formula (27) contine numarul de masa, energia neutronului, sectiunea eficace, temperatura si frecventa atomului.

Operatorul (1) ne ajuta sa calculam una dintre marimile importante în evaluarea defectarii retelei cristaline, si anume numarul de atomi primari ciocniti [4] care, evident, este aproximativ egal cu numarul de ciocniri neutronice. Intr-adevar, pentru un astfel de calcul ceea ce ne intereseaza, în primul rând, este probabilitatea unei ciocniri, adica probabilitatea ca atomul sa se gaseasca în starea descrisa de operatorul (1). Având la dispozitie acest operator, o putem calcula în orice împrejurari, asa cum am facut anterior pentru cazul unei temperaturi date. Ramâne de vazut în ce masura putem implica aici tensiunile, sau, mai general, fortele exterioare.

Observatiile particulare anterioare pot fi încadrate într-un formalism general, care sa faca evidenta atât interventia tensiunilor cât si a câmpului neutronic. Anume, transformarea (20) este un caz particular al unei transformari mai generale: transformarea centroafina unimodulara (în limbaj modern transformare SL (2,R). Am vazut ca, atât timp cât nu cunoastem potentialul, nu putem spune explicit cum anume se schimba frecventa atomului în reteaua cristalina, cel putin în aproximatie armonica. Prin urmare, dorim ca transformarea ce generalizeaza (20) sa includa si interventia conditiilor exterioare date de tensiuni.

Pentru a realiza acest fapt, vom scrie, în primul rând, grupul centroafin unimodular sub o forma convenabila, care sa ne puna în evidenta o anumita structura a sa, si anume

$$x' = \left(1+\frac{a_2}{2}\right)x + a_3 y \; ; \; y' = a_1 x + \frac{1+a_1a_3}{1+\frac{a_2}{2}}y \qquad (29)$$

în care am pus z = x + iy. Structura acestui grup este data de generatorii sai infinitezimali:

$$X_1 = x\frac{\partial}{\partial y}, X_2 = \frac{1}{2}\left(x\frac{\partial}{\partial x} - y\frac{\partial}{\partial y}\right), X_3 = y\frac{\partial}{\partial x} \qquad (30)$$

prin relatii de comutare:

$$[X_1X_3] = -X, [X_2X_3] = -X_3, [X_3X_1] = -2X_2 \qquad (31)$$

Acum, daca starea oscilatorului reflectata prin variabila z depinde într-un fel de tensiuni, aceasta dependenta trebuie sa se pastreze, functional vorbind, chiar daca tensiunile variaza. Prin urmare, starile oscilatorului cu valoare proprie z trebuie sa se gaseasca în corelatie functionala invarianta în raport cu tensiunile. In general, acestea din urma pot fi redate local prin trei parametri: fie tensiunile principale, fie cei trei invarianti ortogonali (coeficientii ecuatiei seculare a matricei tensiunilor) [5], fie anumite combinatii ale lor. Noi alegem acest din urma caz, foarte convenabil din punct de vedere al teoriei grupurilor continue si anume punem ecuatia seculara a matricei tensiunilor sub forma unei ecuatii cubice binomiale (normând adecvat tensiunile pentru a nu avea probleme de incompatibilitate dimensionala):

$$f(x) \equiv a_0x^3 + 3a_1x^2 + 3a_2x + a_3 = 0 \qquad (32)$$

Atunci tensiunile principale pot fi exprimate sub forma:

$$x_i = \frac{h+\varepsilon_i\bar{h}k}{1+\varepsilon_i k} \; ; \varepsilon_i^3 = 1 \qquad (33)$$

unde h, $\bar{h}$ sunt marimi complet conjugate, solutii ale ecuatiei [1]

$$\left(a_0a_2 - a_1^2\right)x^2 + \left(a_0a_3 - a_1a_2\right)x + a_1a_3 - a_2^2 = 0 \quad (34)$$

iar k este marimea unimodulara:

$$k = \left(\frac{f(\bar{h})}{f(h)}\right)^{\frac{1}{3}} \quad (35)$$

Se poate arata ca atât h cât si k depind numai de invarianti ai tensiunilor, sub urmatoarea forma concreta:

$$h = \frac{1}{3}\left[s_1 + \sqrt{3}\,s_2\,(\sin 3\theta - i\cos 3\theta)\right];$$

$$k = ie^{-i3\vartheta} \quad (36)$$

unde s_1 si s_2 sunt primul si al doilea invariant al tensiunilor, iar θ sta în legatura cu parametrul Lode-Nadai al tensiunilor

$$\operatorname{tg} 3\theta = \frac{2x_1 - x_2 - x_3}{\sqrt{3}(x_2 - x_3)} \quad (37)$$

Vom caracteriza starea în tensiuni prin cei trei parametri complecsi h, $\bar{h}$ si k. Prin urmare, revenind la grupul (29), trebuie sa gasim (x,y) ce satisfac unei anumite legaturi functionale invariante

$$F(x,y;\, h,\bar{h},k) = 0 \quad (38)$$

sau, în limbajul geometriei integrale [6], sa gasim familiile de varietati invariante ale grupului centroafin unimodular, având trei parametri. Se arata [2] ca existenta acestor varietati invariante ataseaza un grup al parametrilor h, $\bar{h}$, k ce are aceeasi structura cu grupul (29), adica cea data de (31). Având în vedere faptul ca acest grup trebuie sa constituie, în acelasi timp, un grup de covarianta pentru ecuatia seculara (32), nu putem alege decât grupul Barbilian [2] de generatori:

$$A_1 = \frac{\partial}{\partial h} + \frac{\partial}{\partial \bar{h}}$$

$$A_2 = h\frac{\partial}{\partial h} + \bar{h}\frac{\partial}{\partial \bar{h}} \quad (39)$$

$$A_3 = h^2\frac{\partial}{\partial h} + \bar{h}^2\frac{\partial}{\partial \bar{h}} + (h - \bar{h})k\frac{\partial}{\partial k}$$

În ciuda scrierii complexe, ce are avantajul de a simplifica mult calculul, se observa ca acest grup este real si se poate verifica imediat ca are structura data de (31).

Acum, varietatile (38) sunt date de solutiile ecuatiilor Stoka [6]:

$$X_iF + A_iF = 0, i = 1,2,3 \quad (40)$$

Având în vedere (30) si (39), putem da varietatile invariante sub forma

$$F(\tau,\delta) = 0 \quad (41)$$

unde τ si δ sunt formatiunile

$$\tau = \frac{2(x - hy)(x - \bar{h}y)}{-i(h - \bar{h})}$$

$$\delta = \frac{(x - \bar{h}y)}{x - hy};\ (h\text{-}\bar{h}) > 0 \quad (42)$$

Masura varietatilor (41) este data de elementul de volum al grupului Barbilian

$$\frac{dhd\bar{h}dk}{(h - \bar{h})^2k} \quad (43)$$

Dintre marimile (42) prima este cea reala, iar a doua este complexa unimodulara. Vom arata acum ca acest formalism al teoriei grupurilor duce, calitativ, la aceleasi concluzii ca si formalismul obisnuit. Am vazut ca tensiunile intervin prin schimbarea constantei de retea, deci a dimensiunilor distantelor interatomice. Prin urmare, prezenta lor schimba legea de dispersie, ceea ce se manifesta prin schimbarea valorilor proprii ale matricei dinamice. Reducerea la forma diagonala a matricei dinamice a retelei cristaline pune în evidenta necesitatea definirii polarizarii modurilor colective, descrisa prin vectorii proprii ai matricei dinamice [4].

Având în vedere (41), polarizarea se poate descrie aici asa cum se face aceasta în mod obisnuit în optica undelor electromagnetice. Alegem pentru F din (41) o forma functionala particulara

$$\tau^{-1} = 2n + m(\delta + \bar{\delta}) \quad (44)$$

care, explicitata, ne da:

$$mk^{-1}z^2 + 2nz\bar{z} + mk\bar{z}^2 = -i(h - \bar{h}) \quad (45)$$

unde $z = x - \bar{h}y$.

Ecuatia (45) reprezinta o conica reala [2] care este elipsa daca

$$\Delta \equiv \begin{vmatrix} mk^{-1} & n \\ n & mk \end{vmatrix} = m^2 - n^2 < 0 \quad (46)$$

Aceasta se poate realiza, de exemplu, cu alegerea

$$m = Q^{-1}\operatorname{sh}2r, n = Q^{-1}\operatorname{ch}2r$$

în care caz (45) devine

$$z\bar{z} = Q^2 \quad (47)$$

unde

$$Z = chrz' + shrkz';\ z' = \frac{z}{\sqrt{\frac{h-\bar{h}}{2i}}} \qquad (48)$$

Daca luam conica (45) ca reprezentând starile de "polarizare" ale modurilor colective exact asa cum în optica starile de polarizare ale câmpului electromagnetic sunt descrise printr-o elipsa, atunci este clar ca o stare oarecare a unui oscilator armonic depinde de invariantii tensiunii.

Formula (48) reprezinta un sumar al teoriei de pâna acum. Ea arata urmatoarele:

- *sub actiunea câmpului de tensiuni starea $|x+iy\rangle$ a oscilatorului armonic din reteaua cristalina trece în starea $|x-\bar{h}y\rangle$ unde h este marimea complexa (36);*
- *sub actiunea combinata a câmpului de tensiuni si a câmpului neutronic, starea oscilatorului armonic este data de $|Z\rangle$, unde Z este dat de (48) cu r determinat de câmpul neutronic.*

Transformarea $|x + iy\rangle \rightarrow |x - \bar{h}y\rangle$ nu mai este data de o echivalenta unitara, deoarece nu avem aici implicata o transformare unimodulara.

"Polarizarea" anterioara trebuie înteleasa în sensul schimbarii colectivului statistic ce descrie oscilatorul armonic în reteaua cristalina. Aceasta înseamna ca în reteaua cristalina tensionata trebuie sa folosim în calcule, în locul starilor $|Z\rangle$, starile $|Z'\rangle$ date de (48), iar daca luam în considerare si iradierea, starile date de (48) cu r din (17). Prin urmare, operatorul She-Heffner asociat starii atomului imediat dupa ciocnire trebuie sa fie, de aceasta data:

$$\hat{\rho} = \nu : \hat{U}_\beta \exp\left\{-\nu\left(\hat{A}_0^+ - Z\right)\left(\hat{A}_0 - Z\right)\right\}\hat{U}_\beta^+ : \qquad (49)$$

unde

$$\hat{A}_0 = \frac{(\hat{x}-\bar{h}\hat{y})\sqrt{2}}{\sqrt{-i(h-\bar{h})}} \qquad (50)$$

$\hat{U}_\beta$ este un operator unitar de tipul (16) în care înlocuim pe r cu $\beta = r \cdot k$, iar Z este dat de (48).

Procedam acum ca în statistica fotonilor din optica cuantica [2]. Anume, evenimentele de ciocnire sunt evenimente rare supuse ca atare unei statistici de tip Poisson: probabilitatea aparitiei a m evenimente de ciocnire dupa timpul t este data de:

$$P(m,t) = \frac{(\Omega t)^m}{m!} e^{-\Omega t} \qquad (51)$$

Aceasta este situatia în cazul evenimentelor egal probabile apriori. In cazul nostru însa, ele sunt repartizate conform cu (49), în care Z este o constanta complexa, ceea ce impune analogul cuantic al lui (51), care este:

$$P(m,t) = \left\langle : \frac{\left(\Omega t \hat{A}_0^+ \hat{A}_0\right)^m}{m!} \exp\left\{-\Omega t \hat{A}_0^+ \hat{A}_0\right\} : \right\rangle \qquad (52)$$

unde $< ... >$ înseamna medierea pe ansamblu dat de (49). Rezultatul este greu de obtinut direct.

De aceea facem uz de functia generatoare:

$$Q(\lambda,t) = \sum_0^\infty P(m,t)(1-\lambda)^m \qquad (53)$$

cu ajutorul careia putem calcula toate marimile statistice de interes, de exemplu, numarul mediu de ciocniri neutronice dupa un timp de iradiere:

$$\bar{m}(t) = \sum_0^\infty mP(m,t) = -\frac{\partial Q(\lambda,t)}{\lambda t}\Big|\lambda = 0 \qquad (54)$$

Având în vedere (52) si (53)

$$Q(\lambda,t) = \left\langle : \exp\left\{-\lambda\Omega t \hat{A}_0^+ \hat{A}_0\right\} : \right\rangle \qquad (55)$$

care, cu (49) devine:

$$Q(\lambda,t) = e^{-\nu|z|^2} \frac{\nu}{\lambda\Omega t + \nu} \exp\left\{\frac{-\nu|z|^2}{\lambda\Omega t + \nu}\right\} \qquad (56)$$

Aplicând aici (54) avem

$$m(t) = \frac{\Omega t}{\nu}(1 + |Z|^2) \qquad (57)$$

Admitem ca fluxul neutronic a deplasat ca atomi secundari δN atomi din reteaua cristalina, pentru o proba data. Având în vedere ca o ciocnire neutronica produce, sa zicem, k_0 atomi secundari, atunci în proba au avut loc $\delta N/k_0$ ciocniri care au produs cei N atomi secundari.

Conform cu (57), trebuie sa avem

$$\frac{\delta N}{k_0} = \frac{\Phi\sigma}{\nu}(1 + |Z|^2) \qquad (58)$$

unde Φ este influenta (iradierea), iar σ este sectiunea eficace.

Admitem acum ca aceste deplasari atomice se materializeaza într- un volum total de goluri V_g, si ca volumul total al probei este V dupa iradiere, cu V_0 - volumul initial. Daca notam cu n_0 numarul initial de atomi pe unitatea de volum si cu n numarul final de atomi pe unitatea de volum, conservarea numarului de atomi din proba ne da

$$n_0 V_0 = n(V - V_g) \qquad (59)$$

Acum, dintre cei δN atomi dati de (58) la saturatie, efectiv vom avea deplasati de la locurile lor o parte $\alpha\delta N$, unde α este o "rata de combinare" dictata de coeficientul de difuzie a interstitiilor în reteaua cristalina. Prin urmare, putem lega între ele cele doua densitati atomice n si n_0.

$$n = n_0 + \frac{\alpha k_0 \Phi \sigma}{\nu (V - V_g)} (1 + |Z|^2) \qquad (60)$$

Având în vedere (59) si (60) rezulta

$$\frac{n_0 V_0}{V - V_g} = n_0 + \frac{\alpha k_0 \Phi \sigma}{\nu (V - V_g)} (1 + |Z|^2) \qquad (61)$$

În aproximatia $V \approx V_0$ si admitând ca umflarea datorata interstitiilor contrabalanseaza aproximativ pe cea datorata golurilor, avem

$$n_0 \frac{f}{1 - f} = \frac{\alpha k_0 \Phi \sigma}{\nu} (1 + |Z|^2) \qquad (62)$$

De aici rezulta

$$|Z|^2 = \frac{f}{(1 - f)} \frac{\nu n_0}{\alpha k_0 \Phi \sigma} - 1 \qquad (63)$$

Acum mediem termic, sub conditia

$$s1 + \sqrt{3 s_2} \sin 3\theta = 0$$

$$1 + \frac{\sqrt{3 s_2}}{3} \cos 3\theta = 0 \qquad (64)$$

ceea ce duce la

$$f = \frac{F}{1 + F} \qquad (65)$$

cu

$$F = \frac{\alpha k_0 \Phi \sigma}{\nu n_0} \left\{ 1 + \frac{ch2r}{e^{\beta \hbar \omega} - 1} \right\} \qquad (66)$$

Deoarece nu avem masuratori pentru fractia de goluri necesare unei calibrari, luam drept valabila aproximatia în care α este dat de coeficientul de difuzie al interstitiilor [4]

$$\frac{\alpha}{D_i} = 2 \cdot 10^{20} m^{-2} \qquad (67)$$

unde

$$D_i = D_i^0 \exp\left\{ -\frac{E_i}{k_B T} \right\} \qquad (68)$$

cu $D_i = 7{,}5 \times 10^{-8}$ m^2/s, $E_i = 0{,}3$ eV $= 4{,}8 \times 10^{-20}$ J. Din (67) si(68) avem

$$\alpha = \omega \exp\left\{ -\frac{E_i}{k_B T} \right\} \quad \omega = 1{,}5 \times 10^{13} \text{ s}^{-1} \qquad (69)$$

Acum, cu α din (69) calculam pe F din (66), care apoi ne da fractia de goluri prin formula (65). Aceasta se poate trasa grafic prin familii de curbe depinzând de fluenta, temperatura etc.

Concluzii

S-a stabilit o legatura teoretica între deteriorarea retelei cristaline si marimile ce pot influenta comportarea materialului sub iradiere utilizând formalismul starilor coerente.

S-a calculat energia medie a unui atom imediat dupa ciocnirea sa cu un neutron si s-a aratat ca rezultatele teoretice descriu corect experimentele.

S-a obtinut cel mai general "potential de cedare" în dependenta sa de flux, temperatura, fractia de goluri etc.

BIBLIOGRAFIE

[1] **Agop M., Mazilu N.:** Fundamente ale fizicii moderne, Ed. Junimea, Iasi, 1989

[2] **Mazilu N., Agop M.:** Fizica procesului de masura. Ed. Stefan Procopiu, Iasi, 1994

[3] **She C. Y., Heffner H.:** Phys. Rev., 152, 1103, 1966

[4] **Mazilu N.:** Raport Intern nr. 250, Institutul de Cercetari Nucleare, Pitesti, 1990

[5] **Mazilu N., Agop M., Grancea V., Vizureanu P.:** Metalurgia, 7, 27, 1994

[6] **Stoka M.:** Geometrie integrala. Ed. Academiei, Bucuresti, 1968

REVISTA REVISTELOR

Giesserei, *Germania, 1994, nr. 9*

- *Micsorarea costurilor la producerea pieselor de automobile, cu celule de turnare complet automate, p.251*
- *Situatia turnatoriilor sub presiune din Germania, p.256*
- *Congresul german al turnarii sub presiune 1994, p.257*
- *Automatizarea. Un posibil raspuns la schimbarile structurale în industria turnarii sub presiune. Un exemplu, p.261*
- *Sinteza bibliografica anuala:Turnare continua (31) Partea a II-a Tehnologie, p.264*
- *Informatii tehnice, p.263,269*
- *Informatii economice, p.271*

PROTECTIA ANTICOROSIVA A OTELURILOR CARBON ÎN MEDIU DE ACID CLORHIDRIC PRIN UTILIZAREA INHIBITORILOR DE COROZIUNE ORGANICI

Dr. ing. Steliana Cretu, profesor universitar - Catedra de Tehnica Industriala A.S.E.
Dr. chim. Camelia Georgeta Calin, conferentiar - Catedra de Tehnica Industriala A.S.E.

C.Z.: 620.193.41

În vederea largirii posibilitatilor de protectie anticlorhidrica, prezentam un studiu preliminar asupra comportarii unor inhibitori de coroziune organici - saruri cuaternare de piridiniu si chinoliniu, în procesele de inhibare a coroziunii aliajelor fier- carbon în mediu de HCl 10%, într-o gama larga de concentratii a acestora.

În studiul comparativ asupra eficientei de inhibare a coroziunii clorhidrice determinata de sarurile cuaternare de piridiniu si 2,3 dibenzpiridina (chinolina) s-a urmarit influenta structurii acestora în ceea ce priveste anionul (halogen sau fenoxid) si respectiv natura substituientilor la heterociclu, pe o durata de 6 zile.

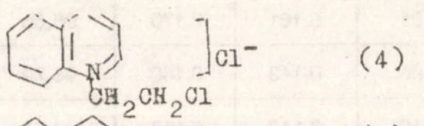
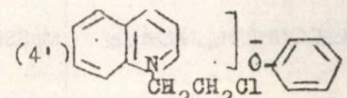
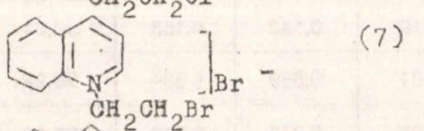
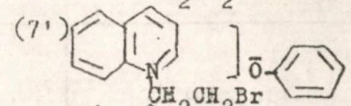
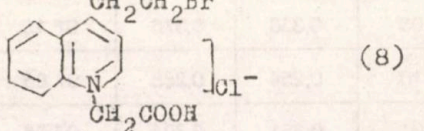
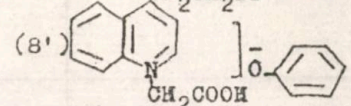
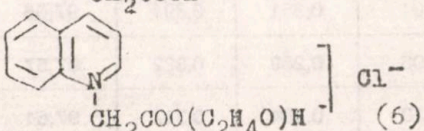
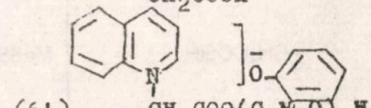
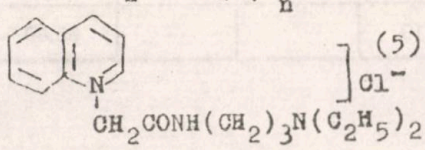
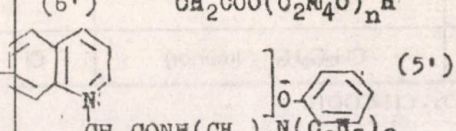
Inhibitorii de coroziune pe baza de piridina si chinolina, din categoria carora fac parte si cei studiati în lucrarea de fata, se utilizeaza cu rezultate deosebite pentru protectia suprafetelor metalice în mediu de acid clorhidric si - respectiv - alte medii corosive [1,2] marind mentenabilitatea utilajelor respective.

Partea experimentala

Sarurile cuaternare de piridiniu si 2,3-dibenzpiridina (chinolina) cu structuri prezentate în tabelul 1, au fost testate în calitate de inhibitori de coroziune în mediu de HCl 10%, pe esantioane de OLC 38, la temperatura de $25^{+}\pm1^{0}$C, timp de 144 ore (6 zile) la o concentratie de inhibitor, de: 0,01%; 0,05%; 0,1% - respectiv - 100 ppm, 500 ppm, 1000

Tabelul 1

Saruri cuaternare de chinoliniu sintetizate pentru protectia anticorosiva a otelului în HCl 10%
Sintered quinoline quaternar salts for the anticorrosive protection of the steel in HCl 10%

Nr. crt.	Halogenuri cuaternare de chinoliniu	Nr. crt.	Fenolati cuaternari de chinoliniu
1	 (4)	6	 (4')
2	 (7)	7	 (7')
3	 (8)	8	 (8')
4	 (6)	9	 (6')
5	 (5)	10	 (5')

ppm, comparativ cu esantioane de inhibitori consacrati.

Determinarea vitezei de coroziune în conditiile de mai sus, s-a realizat prin metoda gravimetrica si - respectiv - prin masuratori electrochimice, prin trasarea curbelor de polarizare anodice si catodice în regim potentiostatic. Pentru fiecare proba, s-a lucrat cu o placuta de OLC 38 (30 x 20 x 1,5 mm) pregatita în prealabil - conform metodologiei prezentate într-o lucrare anterioara [2]. S-a lucrat cu probe paralele pentru fiecare determinare în timp, de 2,4,6,... 144 ore.

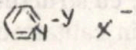
Determinarea vitezei de coroziune a OLC 38 în mediu de HCl 10% prin masuratori electrochimice s-a facut în regim potentio- static, prin utilizarea polarizarii în trepte de 300mV si cu electrod de calomel saturat (ECS), în calitate de electrod de referinta.

Rezultate si discutii

Rezultatele experimentale cu privire la viteza de coroziune, indicele de penetratie, eficienta de inhibare a coroziunii clorhidrice timp de 6 zile a OLC 38 în HCl 10%, în prezenta sarurilor cuaternare de piridiniu si - respectiv - chinolibiu, sunt prezentate în tabelele 2 si 3.

Valorile privind eficienta de inhibare a coroziunii clorhidrice (E%) atesta aceasta calitate a sarurilor cuaternare de piridiniu si chinoliniu sintetizate de autori si testate în calitate de inhibitori de coroziune în medii de lucru cu HCl 10% pentru OLC 38. Astfel, dupa o perioada de lucru de 144 ore (6 zile) eficienta de inhibare a coroziunii clorhidrice prezinta valori cuprinse între 95,22 ... 98,81%, în cazul utilizarii sarurilor cuaternare de piridiniu în calitate de in-

Tabelul 2

Efecte inhibitoare de corosiune determinate de saruri cuaternare de piridiniu cu formula generala :  **în mediu de HCL 10% pe OLC 38**

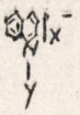
Corrosion inhibiting effects determined by pyridine quaternal salts with general formula: in 10 % HCl medium on OLC 38

Nr. crt.	Cod inhib.	Structura inhibitor		Conc.	K	P	E	Obs.
		Y	X	%	g/m^{2}h	mm/an	%	(timp)
1	(2b)	- $CH_2CONH(CH_2)_3N(C_2H_5)_2$	Cl	0,01	0,298	0,332	97,5	6 zile
				0,05	0,173	0,193	98,53	- " -
				0,10	0,181	0,209	98,48	- " -
2	(3b)	- $CH_2CONH(CH_2)_3N(C_2H_5)_2$	$MeSSNF_6$ *	0,01	0,161	0,179	98,65	- " -
				0,05	0,143	0,160	98,79	- " -
				0,10	0,142	0,158	98,81	- " -
3	(1)	- CH_2COOH	Cl	0,01	0,569	0,634	95,22	- " -
				0,05	0,338	0,376	97,16	- " -
				0,10	0,254	0,283	97,86	- " -
4	(1a)	- CH_2COOH	$MeSSNF_6$	0,01	0,351	0,391	97,05	- " -
				0,05	0,289	0,322	97,57	- " -
				0,10	0,284	0,317	97,61	- " - **
5	-	- $CH_2C_6H_5$ (martor)	Cl	0,10			95,80	- " -

* $MeSSNF_6$: - SO_3 - CH-COOH
|
CH_2 - $COOCH_2CH_2(C_2H_4O)_{n-1}$-

** suprafata metalului a ramas lucioasa, fara a-si modifica culoarea

Tabelul 3

Efecte inhibitoare de corosiune determinate de saruri cuaternare de chinoliniu cu formula generala:  în mediu de HCl 10% pe OLC 38

Corrosion inhibiting effects determined by quinoline quaternal salts with the general formula in 10 % HCl medium on OLC 38

Nr. crt.	Cod inhib.	Structura inhibitor		Conc.	K	P	E	Obs.
		Y	X	%	g/m²h	mm/an	%	(timp)
1	(4)	CH_2CH_2Cl	Cl	0,01	0,569	0,634	95,22	6 zile
				0,05	0,338	0,376	95,50	- " -
				0,10	0,254	0,283	97,86	- " -
2	(7)	CH_2CH_2Br	Br	0,01	0,506	0,560	99,56	- " -
				0,05	0,408	0,458	99,73	- " -
				0,10	0,390	0,450	99,85	- " -
3	(7')	CH_2CH_2Br	ϕ - Br	0,01	0,90	0,965	74,61	- " -
				0,05	0,502	0,548	96,57	- " -
				0,10	0,301	0,346	98,15	- " -
4	(8)	CH_2COOH	Cl	0,01	0,321	0,360	97,30	- " -
				0,05	0,244	0,275	99,80	- " -
				0,10	0,233	0,201	99,87	- " -
5	(6)	$CH_2COO(CH_2CH_2O)_nH$ n = 400	Cl	0,01	0,340	0,380	95,52	- " -
				0,05	0,324	0,361	97,28	- " -
				0,10	0,229	0,202	99,50	- " -
6	(6')	$CH_2COO(CH_2CH_2O)_nH$ n = 400	Cl	0,01	0,483	0,538	95,92	- " -
				0,05	0,510	0,569	97,70	- " -
				0,10	0,288	0,321	99,57	- " -
7	(5)	$CH_2CONH(CH_2)_3N(C_2H_5)_2$	Cl	0,01	0,287	0,302	97,95	- " -
				0,05	0,310	0,355	97,96	- " -
				0,10	0,307	0,350	98,35	- " -
8	(5')	$CH_2CONH(CH_2)_3N(C_2H_5)_2$	Cl	0,01	0,242	0,270	97,96	- " -
				0,05	0,242	0,270	97,96	- " -
				0,10	0,207	0,254	98,35	- " -
9		Chinolina (p.a)	- (martor)	0,05	-	-	73,50	10 ore
10	-	$CH_2C_6H_5$ (martor)	Cl	0,20			99,7	10 ore

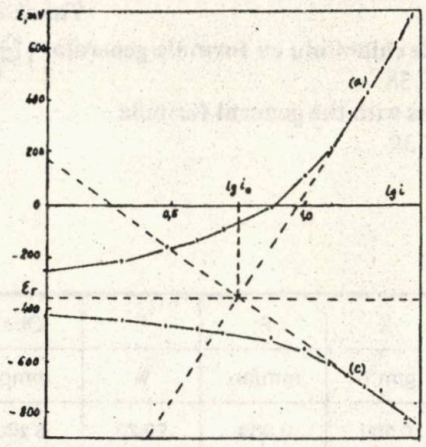


Fig. 1

Diagrama $\mathcal{E}$ /lgi pentru reactia de electrod în mediu de HCl 10% în prezenta inhibitorului de coroziune (1) în concentratie de 0,05%.
The $\mathcal{E}$/lgi diagrame for the electrode reaction in 10 % HCl medium in the presence of the corrosion inhibitor (1) in 0,05% concentration

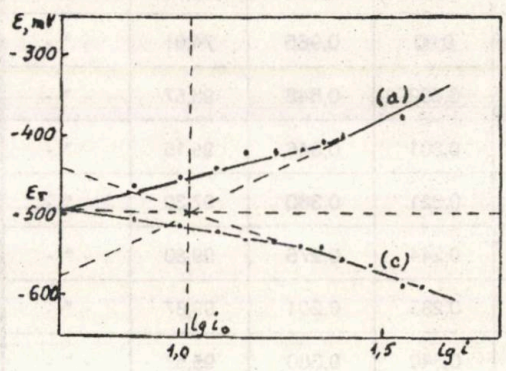


Fig. 2

Diagrama $\mathcal{E}$/lgi pentru reactia de electrod în mediu de HCl 10% în prezenta inhibitorului de coroziune (7) în concentratie de 0,05%.
The $\mathcal{E}$/lgi diagrame for the electrode reaction in 10 % HCl medium in the presence of the corrosion inhibitor (7) in 0,05% concentration

hibitor de coroziune, cu concentratii de 0,05-0,1% valori mai mari decât cele realizate cu inhibitori de coroziune consacrat (poz. 5, tabel 2). In cazul utilizarii sarurilor cuaternare de chinoliniu, cu o singura exceptie (poz. 3, tabel 3), valorile eficientei de inhibare a coroziunii clorhidrice sunt mai mari decât în cazul derivatilor de piridiniu: E% = 95,5 ... 99,87%. Efectul de inhibare al sarurilor cuaternare de chinoliniu dupa 144 ore, este net superior fata de cel manifestat de chinolina pura, sau de clorura de benzchinoliniu, la numai 10 ore de lucru în HCl 10%.

Dintre produsele pe baza de derivati de piridiniu (tabel 2), se remarca compusi (2b) si - respectiv - (3b), cu valori ale E% = 98,5-98,8%, chiar la limita inferioara de concentratie (0,01%) a inhibitorului.

Influenta modificarii anionului (Cl^-) cu ($MeSSNF_6$), în seria compusilor cu piridiniu este nesemnificativa în ceea ce priveste valoarea E%, dar este importanta în ceea ce priveste suprafata placutei metalice testate. În cazul utilizarii sarurilor cuaternare de piridiniu cu anion modificat cu $MeSSNF_6$, suprafata ramâne lucioasa, fara a-si schimba culoarea, fapt ce se poate explica prin protectia anionului voluminos.

În seria derivatilor de chinolina este remarcabila comportarea inhibitorului de coroziune: bromura de brom-etilchinoliniu (7) cu o eficienta E% = 99,56 ... 99,85% în intervalul de concentratii cuprins între 0,01-0,1%, timp de 144 ore. Acest inhibitor se poate utiliza si în concentratii de numai 0,01%, cu o eficienta de 99,56%, cu mult mai mare decât a chinolinei care, la o concentratie de 0,05%, prezinta o E% = 73,5% la 10 ore de lucru.

Modificarea anionului în cazul bromurii de brometilchinoliniu (7), cu obtinerea inhibitorului (7') nu este justificata, întrucât nu se obtine o crestere a eficientei de inhibare a coroziunii (tabel 3).

O comportare foarte buna ca inhibitor de coroziune o are si clorura de acetat de chinoliniu (8), care prezinta valori ale eficientei E% = 99,8-99,87%, pe un interval de concentratii cuprins între 0,05-0,1%.

În ansamblu, derivatii pe baza de chinolina sunt mai eficienti decât cei pe baza de piridina, aspect semnalat de altfel, si de alti autori pentru aceste clase de substante [5,6].

În cazul aceluiasi substituent la heterociclul Y: $-CH_2COOH$, sarea cuaternara de chinoliniu (8) este mai eficienta decât cea de piridiniu (1). In cazul unui substituent mai voluminos cum ar fi Y: $-CH_2CONH(CH_2)_3N(C_2H_5)$, valorile eficientei de inhibare a coroziunii E%, sunt comparabile pentru cele doua clase de substante (2b cu 5).

Întrucât prin modificarea anionului, în cazul sarurilor cuaternare de chinoliniu nu se remarca o îmbunatatire substantiala a eficientei de inhibare a coroziunii clorhidrice, consideram ca, nu este cazul sa se realizeze. Acest lucru devine, însa, deosebit de eficient, în cazul utilizarii acestor inhibitori pentru protectie antisulfurica (mediu de H_2SO_4 10-17%) [2].

Întrucât efectele inhibitoare de coroziune - în cazul sarurilor cuaternare de chinoliniu substituite (4' si 8') - sunt similare cu cele ale halogenilor din care au derivat, acestea nu au mai fost mentionate în tabelul 3.

În figurile 1,2,3 se prezinta curbele de polarizare anodica si catodica pentru inhibitori (1), (7) si (7').

În prezenta inhibitorilor de coroziune testati la o concentratie de 0,05% în HCl 10%, se remarca urmatoarele modificari în curbele de polarizare: scaderea curentilor catodici si anodici, cresterea pantelor catodice si deplasarea potentialelor de coroziune spre valori pozitive. Inhibitorii testati actioneaza asupra ambelor reactii ale procesului de coroziune, procesul catodic fiind mai lent. Cresterea

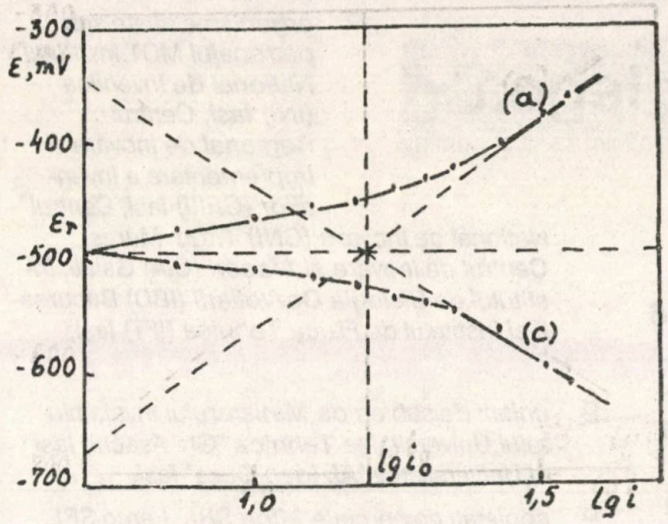


Fig. 3

Diagrama E/lgi pentru reactia de electrod în mediu de HCl 10% în prezenta inhibitorului de coroziune (7') în concentratie de 0,05%.

The E/lgi diagrame for the electrode reaction in 10 % HCl medium in the presence of the corrosion inhibitor (7') in 0,05% concentration

pantelor catodice poate fi explicata prin formarea unor filme protectoare de inhibitor pe suprafata metalica.

În toate cazurile testate se obtin inhibitii de coroziune ridicate comparabile cu valorile obtinute prin testele gravimetrice.

Datorita efectelor inhibitoare de coroziune determinate de cele doua clase de inhibitori organici, cât si faptului ca, dupa spalarea suprafetei metalului expus aceasta ramâne lucioasa, sarurile cuaternare de piridiniu si chinoliniu prezentate, pot fi utilizate în procesele de decapare rapida cu HCl 10%, sau în alte procese tehnologice.

Comportarea sarurilor cuaternare de piridiniu si chinoliniu prezentate în calitate de inhibitori de coroziune pentru medii de lucru cu HCl 10% pe OLC 38, este cu mult mai buna, comparativ cu a inhibitorilor martor - substante consacrate, cu valori mult mai mari ale E%, la concentratii mai mici, pe un interval de timp de expunere cu mult mai mare (144 ore, fata de 10 ore).

Concluzii

În concluzie, din studiul efectuat asupra influentei structurii si concentratiei inhibitorilor de coroziune, sintetizati pe baza de piridina si chinolina, în mediu de HCl 10%, pe OLC 3, timp de 144 ore la 25°C, rezulta urmatoarele:

- *toate sarurile cuaternare de piridiniu si chinoliniu prezentate, manifesta eficienta de inhibare a coroziunii clorhidrice(HCl 10%), pe un domeniu de concentratii de 0,01 - 0,1% inhibitor, cu valori ale E%: 95,6-99,87%, diferentiat în functie de structura; aceasta comportare a fost pusa în evidenta, atât prin teste gravimetrice, cât si prin metode electrochimice;*
- *în prezenta sarurilor cuaternare de piridiniu si chinoliniu se remarca scaderea curentilor catodici si anodici, deci, reducerea proceselor catodice si anodice, deplasarea potentialelor de coroziune spre valori pozitive;*
- *valorile cele mai mari ale eficientei de inhibare a coroziunii chiar la concentratii de numai 0,01%, o prezinta bromura de brometil-chinoliniu;*
- *modificarea anionului este justificata doar în cazul $MeSSNF_6$, când se obtin suprafete lucioase, fara modificarea culorii suprafetei metalice, respectiv, a structurii acesteia;*
- *toate sarurile cuaternare de piridiniu si chinoliniu sintetizate si testate, se pot utiliza în calitate de inhibitori de coroziune, pentru medii de lucru cu HCl 10% / OLC 38.*

BIBLIOGRAFIE

[1] **Cretu S., Trifan M., Avram R.**: In: Metalurgia, 36, 1984, 7, p. 363

[2] **Cretu S., Tomescu M., Visan S., Calin C.G.**:In: Chimie, 46, 1995, 7, p. 675

[3] **Cretu S., Visan S., Moisescu R.**: In: Chimie, 45, 1994, 7, p. 620

[4] **Roman E., Popa M.V.**: În: Chimie, 1985, 8, p. 539

[5] **Cretu S., Tomescu M., Kraft E.**: În: Chimie, 43, 1992, 3-4, p. 171

[6] **Tauji A., Okazaki H.**: În: Aromatikkusu, 1982, 34, 11/12, p. 275.

La salonul de inventica "Eureka"- Bruxelles 1994

România "a facut legea"

ing. Gh. Moraru

Desfasurat la Bruxelles, în perioada 9-16 noiembrie 1994, al 43- lea Salon Mondial al Inventiei Cercetarii si Inovatiei Industriale - "Eureka" (denumirea exacta a manifestarii care, în timp, a facut din metropola belgiana capitala mondiala a inventiilor) a reunit peste 600 de participanti din 33 de tari de pe toate continentele; au fost prezentate peste 1200 de inventii, încadrate in 23 de sectiuni care au acoperit domenii vaste, ca: mediul înconjurator/combatereapoluarii, industria automobilului/transporturi, industria chimica, metalurgica, agroalimentara etc., energia, informatica, dar si sanatatea/stiintele medicale, artele grafice/publicitatea, jocuri, sport, cultura, loisir etc. României i-au fost acordate 41 de premiii si distinctii separate, precum si medalii de aur, argint si bronz, unele dintre ele cu mentiuni speciale din partea juriului.

Randament foarte bun al investitiilor românesti

Prin bunavointa domnului profesor Nicolae Naum, director al Directiei Politicii de Inovare si Privatizare din Ministerul Cercetarii si Tehnologiei (MCT) (domnia-sa fiind, de altfel, unul dintre laureatii români de la "Eureka") suntem in masura sa va oferim cîteva date exacte relative la prezenta românească la cel mai prestigios salon mondial al inventiilor.La "Brussels Eureka" 1994, România a participat cu un stand organizat prin Societatea Inventatorilor din România si care a cuprins 65 de exponate, unele dintre ele acoperite cu mai multe inventii.Expozitia românească a fost structurata pe trei sectiuni:

- *organisme aflate sub patronajul MCT:Institutul National de Inventica (INI) Iasi, Centrul Regional de Inovare si Implementare a Inventiilor (CRIII) Iasi, Centrul National de Inovare (CNI) Tirgu Mures, Centrul de Inovare si Afaceri (CIA) Galati, Institutul de Biologia Dezvoltarii (IBD) Bucuresti si Institutul de Fizica Tehnica (IFT) Iasi;*
- *unitati de sub egida Ministerului Invatamintului:Universitatea Tehnica "Gh. Asachi" Iasi si Universitatea "Al. Ioan Cuza" Iasi.*
- *societati comerciale:Micu SRL, Larco SRL, Terom S.A. Iasi si Petrotub S.A. Roman.*

Inventatorii români au fost recompensati cu 41 medalii de aur (9 dintre ele fiind însotite de mentiuni speciale ale juriului), 12 medalii de argint, 2 medalii de bronz si 2 diplome, precum si cu 7 distinctii aparte: Premiul "Dragonul" (China) si Premiul domnul Philippe Maystart- Ministrul Finantelor (Belgia) pentru profesor doctor inginer Vitalie Belousov, Diploma si Medalia "Meritul Inventiv" (Belgia), Premiul Academiei Române de Stiinte "Guglielmo Marconi" (Austria) si Medalia de Aur a Asociatiei Inventatorilor (Iugoslavia) pentru profesor doctor inginer Eftimie Nitescu, Medalia Primarului Bruxelles-Capital pentru profesor doctor inginer Boris Plahteanu si Diploma Academiei de Arte Bruxelles pentru arhitect R. Popa. Este de remarcat ca aproape doua treimi din exponatele romanesti au fost apreciate la nivelul maxim si premiate cu aur, ceea ce reprezinta o performanta neobisnuita- de altfel, participarea la "Eureka"1994 a fost mai rodnica pentru români decît cele trei participari anterioare (1991,1992 si 1993) la un loc. Asupra acestui fapt vom mai reveni. Acest adevarat suvoi de medalii a onorat inventii din cele mai diverse domenii. Intrucit spatiul tipografic nu ne permite o descriere exhaustiva a acestor realizari, ne vom margini la a prezenta doar cîteva detalii care ne-au parut mai interesante in contextul posibilelor efecte economice ale aplicarii lor; posibila acuzatie de subiectivism ne-o asumam.

Apa, aerul, pamântul

În cadrul primei sectiuni (combaterea poluarii/mediu înconjurator) Constantin Antohi (CRIII-Iasi) a obtinut doua medalii de aur:

¤ *instalatie de spalare si dezinfectare a suprafetelor verticale, cu efect bactericid asupra germenilor din praf si aer;*

¤ *instalatie de supraveghere hidrometeorologica utilizata pentru monitorarea unor factori ce afecteaza mediul înconjurator; instalatia permite determinarea unor parametri nocivi ai fenomenelor hidrometeorologice - ploi acide, radioactive etc.*

Profesor doctor inginer Olimpia Marchis (Universitatea Tehnica "Gh. Asachi" Iasi) a obtinut o medalie de aur cu mentiunea speciala a juriului pentru tesaturi filtrante (destinate înlocuirii sistemelor metalice de filtrare cu care sunt dotati agentii economici români) cu modele geometrice si structuri originale. Alte aplicatii ale acestei inventii sunt, de asemenea, posibile.

Profesor doctor inginer E. Nitescu (CRIII Iasi) a fost recompensat cu doua medalii de aur pentru:

¤ *instalatie automata de desalinizare a terenurilor agricole saraturate (inventie a carei aplicare poate aduce beneficii enorme României, "revolutia agrara" din deceniul trecut producând, pe lânga statistici false, si mari suprafete - foarte reale - saraturate, cu potential productiv compromis);*

¤ *instalatie pentru executia de ecrane verticale, flexibile, impermeabile, necesare pentru izolarea unor zone subterane contaminate; se mai pot utiliza pentru eliminarea pierderilor de apa din lacuri, canale de irigatii, ca si pentru crearea de acumulari subterane.*

Acei oameni minunati si masinile lor (nu neaparat) zburatoare

Sectiunea a treia a fost destinata industriei automobilului si securitatii rutiere, în general transportului - terestru, naval, aerian. Si aici - medalii. Doua, de aur, pentru conferentiarul doctor inginer Laurentiu Dimitriu (INI Iasi) si colectivul sau;

¤ *traductor de sarcina pentru motoare cu aprindere prin scânteie (sarcina este masurata prin unghiul obturatorului, determinat cu ajutorul unui codor optic actionat de axa obturatorului; se utilizeaza un multiplicator pentru o mai buna rezolutie);*

¤ *traductor multifunctional pentru motoare cu aprindere prin scânteie (format dintr-un circuit optoelectronic si un cilindru codificat actionat de axa ruptor-distribuitorului, acest traductor permite determinarea punctului mort inferior, al cilindrului în care se face admisia, a unghiului de avans al aprinderii etc., facilitând astfel reglajele motorului).*

Cu o medalie de argint a fost recompensata inventia cercetatorului stiintific Silviu Oprinca (INI Iasi)

¤ *procedeu pentru deblocarea materialelor vrac din cala unei nave, cu ajutorul unei chingi de plastic plasate pe podeaua si peretii încaperii de depozitare.*

Codrin G. Cantemir (CRIII Iasi) a conceput o familie de boghiuri performante pentru vehicule cu tractiune electrica, ce permit viraje foarte strânse (cu raza de 8-10 m), reducerea uzurii de aproape 10 ori, cresterea confortului si reducerea cheltuielilor de întretinere. Medalie? De aur.

Industria româneasca este performanta

Sectiunea a patra dedicata echipamentelor industriale consemneaza doua medalii de aur, ambele cu mentiuni speciale din partea juriului pentru profesor doctor inginer Vitalie Belousov (manager general INI-Iasi), o figura aproape mitica pentru nenumarate generatii de ingineri ieseni, o legenda vie a inventicii romanesti. La începutul deceniului 8,când regimul comunist industrializa tara cu frenezie, domnul profesor testa un vehicul neconventional, care putea fi numit bicicleta pentru ca avea doua roti, orice alta comparatie cu planul randamentului fiind neavenita; acum, când se fac auzite voci staruitoare, din tara si din afara ei, care ne îndeamna sa vindem seminte în piata pentru ca performanta industriala oricum n-avem cu cine si cu ce face, domnul Belousov ia medalii de aur pentru o freza frontala pentru frezare cilindrica si o freza melc pentru danturat, scule de aschiere, ce asigura productivitate, durabilitate si calitate suprafetelor prelucrate de 2-4 ori mai mari decât cele obtinute cu scule obisnuite. Si atunci, ne întrebam: cine si de ce ne sugereaza desconsiderarea Industriei nationale? Doctor Octavian Baltag (IFT-Iasi) a fost premiat cu aur pentru o nivela electronica ce masoara unghiul de înclinare al unei suprafete, utilizând un traductor cu fluid feromagnetic. Freza cu disc profilata a profesorului doctor inginer Boris Plahteanu (INI-Iasi), scula aschietoare cu profil complex, cu dintii fixati mecanic într-un montaj alternativ, a obtinut,

de asemenea, aurul. "Doar" o medalie de argint (dispozitiv electronic pentru demagnetizare scule) si una de bronz (programator electronic format dintr-un codor secvential si un circuit de coincidenta, care permite realizarea programelor prin simpla pozitionare a unor comutatori decadici) a obtinut la "Eureka" 1994 cercetatorul stiintific inginer Corneliu C. Tocan (INI-Iasi).

Piatra filozofala.

Industria chimica a constituit obiectul celei de a cincea sectiuni la "Eureka" 1994, unde Ion Sandu (Universitatea "Al. Ioan Cuza"-Iasi) a obtinut nici mai mult nici mai putin de 6 (sase!) medalii de aur, dintre care trei cu mentiune speciala a juriului, o întrupare a utopiei medievale a pietrei filozofale ce transforma plumbul in aur. Tot de o mentiune speciala din partea juriului s-a bucurat si medalia de aur obtinuta de profesor doctor inginer Cleopatra Oprea (Universitatea Tehnica "Gh. Asachi"-Iasi), pentru realizarea de celuloze micronizate si microcristaline utilizabile pentru filtrarea berii, a vinurilor, a condensatului din turnurile de racire ale termocentralelor, dar si ca suport pentru fixarea unor substante enzimatice si medicamentoase. Cu o medalie de aur "simpla" a fost onorata inventia profesorului doctor inginer Florin Vitan (Universitatea Tehnica "Gh. Asachi" - Iasi), o matrita de injectie fara deseuri tehnologice, dotata cu un distribuitor central, fix, din care materialul este injectat simultan, prin canale cu sectiune redusa, in doua semimatrite mobile.

Drumul catre aplicare, cât mai scurt!

Aceasta speranta ar putea avea acoperire in cazul dispozitivului de ambutisare profilat al inginerului Toader Dumitrache (Petrotub S.A.Roman), prezentat în sectiunea a sasea, de mecanica generala, si medaliat cu aur. Dispozitivul este destinat realizarii filetelor conice la capetele tevilor pe o lungime si cu o precizie suficiente pentru a asigura etanseitatea îmbinarii.Tot aur a obtinut si o alta inventie a profesorului doctor inginer Boris Plahteanu (INI-Iasi), un dispozitiv de compensat erori în lanturi cinematice; raportul de transfer între verigile lantului este corectat în mod continuu printr-un mecanism cu cabestan si un cablu intins pe un tachet ce urmareste modelul de referinta. Consideram ca doctor inginer Gheorghe Nica (INI-Iasi), singurul inventator român prezent în sectiunea a saptea (metalurgie) a realizat un bilant foarte onorabil (aur si argint), cu o inventie relativa la obtinerea unor paste de borurare speciale (care permit tratarea pieselor turnate în faza lichida si conduc la grosimi de strat borurat de 1-3 mm; tehnologiile alternative - implanturi ionice, descarcari în plasme cu bor necesita instalatii sofisticate, mult timp si consumuri energetice si de materiale ridicate), respectiv cu un procedeu de realizare de straturi superficiale pentru protectia suprafetelor, atât metalice cât si nemetalice, prin tratamente fizico chimice cu produsi speciali.

REVISTA REVISTELOR

Giesserei, *Germania, 1994, nr.7*

- Noua turnatorie de fonta de la Keulahütte Kranschwitz GmbH. Conceptia tehnologica si primele rezultate de functionare, p.187

- Instalatie de formare cu curent de aer si presare pentru o noua turnatorie de fonta (Schubert-Salzer- Leipzig), p.193

- Programul congresului G.I.F.A.- Tehnologia turnatoriei -'94 (Düsseldorf 15-17.VI.1994), p.197

- Sinteza bibliografica anuala: fonta aliata turnata, p.200

Informatii scurte:

» patente, p.206

» economice, p.209

» tehnice, p.212

RoPM'96

TECHNICAL UNIVERSITY OF CLUJ - NAPOCA
Department of Materials Science and Technology
Muncii 103-105 R 3400 Cluj - Napoca 14 ROMANIA
Tel: + 40 64 415051/Ext 156 Fax: + 40 64 415054

Conferinţa Internaţională de Metalurgia Pulberilor

Prima Conferinţa Internaţională şi a Patra Naţională de Metalurgia Pulberilor RoPM'96, va avea loc în Cluj-Napoca între 4-7 iulie 1996, organizată de Facultatea de Ştiinţa şi Ingineria Materialelor, Universitatea Tehnică din Cluj-Napoca şi Societatea de Metalurgia Pulberilor din România sub egida Academiei Române secţia de Ştiinţe Tehnice, Ministerului Educaţiei şi Învăţământului Ministerul Cercetării şi Tehnologiei şi Institutul de Cercetări Metalurgice Bucureşti. Este de aşteptat participarea a circa 600 oameni de ştiinţă din care 100 străini.

Scopurile conferinţei sunt: promovarea interesului cercetării şi aplicării rezultatelor în domeniul metalurgiei pulberilor, materialelor avansate şi ale tehnologiilor lor de fabricare, ca şi punerea în contact direct a celor mai buni specialişti în domeniu pentru un valoros schimb de opinii.

Subiectele conferinţei sunt: aspectele teoretice, fenomenologice şi modelarea în metalurgia pulberilor; elaborarea pulberilor metalice şi nemetalice; tehnologiile metalurgiei pulberilor; produsele metalurgiei pulberilor; echipamente, automatizări, roboţi specifici metalurgiei pulberilor; metalurgia pulberilor în ştiinţa materialelor; managementul şi marketingul materialelor în metalurgia pulberilor.

Pentru un schimb direct de opinii se vor organiza discuţii pe domenii ca: Materiale avansate; Tehnologii de fabricare neconvenţionale; Modernizarea sistemului de învăţământ în domeniul ştiinţei şi ingineriei materialelor.

Se solicită contribuţii sub formă de articole din partea autorilor care doresc să participe.

Autorii sunt solicitaţi să trimită un rezumat de maximum 300 cuvinte ale articolului până la 15 septembrie 1995. Acceptarea articolului şi instrucţiunile de tehnoredactare sunt expediate autorilor până la 30 octombrie 1995, articolele gata de publicare trebuiesc expediate până la 31 ianuarie 1996.

Limba conferinţei: engleza.

Conferinţa este o ocazie rară de a pune în contact oamenii de ştiinţă, producătorii şi utilizatorii de pulberi metalice şi nemetalice ca şi producătorii de aparate, echipamente, maşini, utilaje, servicii şi cercetare pentru metalurgia pulberilor. Vor fi abordate şi aspecte economice, manageriale şi de marketing implicate în metalurgia pulberilor.

Pe durata conferinţei se prevede organizarea unei **Expoziţie Internaţionale de Metalurgia Pulberilor** de către Camera de Comerţ, Industrie şi Agricultură Cluj.

Metalurgia pulberilor este o tehnologie şi ştiinţă modernă cu aplicaţii actuale, dar şi viitoare, având mari perspective în multiple direcţii: calitate, complexitate şi preţ de cost al produselor.

Pentru mai multe informaţii contactaţi secretarul general al conferinţei: Prof.dr.ing. George ARGHIR RoPM'96, Universitatea Tehnică din Cluj-Napoca, Catedra de Ştiinţa şi Tehnologia Materialelor, B-dul Muncii 103-105, 3400 Cluj-Napoca 14; Tel. 064 415051/156 Fax: 064 415054

INTERNATIONAL COMMITTEE

RoPM'96 4-7 July Cluj-Napoca **Prof. André ACCARY** Societe Française De Métallurgie et de Matériaux 1, rue Paul Cézanne 75008 PARIS FRANCE	RoPM'96 4-7 July Cluj-Napoca **Prof. Fritz ALDINGER** Max-Planck-Institut für Metallforschung, Institut für Werkstoffwissenschaft Stutgart, DEUTSCHLAND	RoPM'96 4-7 July Cluj-Napoca **Prof. George ARGHIR** Technical University of Cluj Napoca Department of Materials Science and Technology Muncii Avenue, 103 - 105 R 3400 Cluj - Napoca 14 ROMANIA	RoPM'96 4-7 July Cluj-Napoca **Prof. Yoshichika BANDO** Japan Society of Powder and Powder Metallurgy c/o Research Institute for Productive Development 15 Morimoto-cho, Shimagamo 606 Sakyio-Ku, Kyoto JAPAN
RoPM'96 4-7 July Cluj-Napoca **Prof. Ion BOSTAN, Dr.Sc.** Corresponding Member of Moldavian Academy Technical University of Moldova 186, bd. Stefan cel Mare 277012 Chisinau REPUBLIC OF MOLDOVA	RoPM'96 4-7 July Cluj-Napoca **Prof. Traian CANTA** Technical University of Cluj-Napoca Department of Plastic Deformation Muncii Avenue, 103 - 105 R 3400 Cluj - Napoca 14 ROMANIA	RoPM'96 4-7 July Cluj-Napoca **Prof. Horia COLAN** Corresponding Member of Romanian Academy Technical University of Cluj-Napoca Department of Materials Science and Technology Muncii Avenue, 103 - 105 R 3400 Cluj - Napoca 14 ROMANIA	RoPM'96 4-7 July Cluj-Napoca **Prof. Victor CONSTANTINESCU** Technical University of Cluj-Napoca Department of Materials Science and Technology Muncii Avenue, 103 - 105 R 3400 Cluj - Napoca 14 ROMANIA
RoPM'96 4-7 July Cluj-Napoca **Prof. Şerban. DOMŞA** Technical University of Cluj-Napoca Department of Materials Science and Technology Muncii Avenue, 103 - 105 R 3400 Cluj - Napoca 14 ROMANIA	RoPM'96 4-7 July Cluj-Napoca **Prof. E.A. DOROSHKEVICH** Director General Byelorussian Powder Metallurgy Association Platonov Str 41 220600 MINSK BYELORUSSIA	RoPM'96 4-7 July Cluj-Napoca **Randall M. GERMAN** Brush Chair Professor in Materials The Pennsylvania State University US Research Building West University Park.Pa 16802-6809 U.S.A.	RoPM'96 4-7 July Cluj-Napoca **Prof. Andrej HAVALDA** Slovak Technical University Department of Materials and Technology 15 Pionirska, 824 02 BRATISLAVA REPUBLIQUE SLOVAQUE
RoPM'96 4-7 July Cluj-Napoca **Dr.Margarete HOFMANN** Association for Materials Technology - SVMT Ch.Jean Pavillard 14 CH - 1009 Pully SWITZERLAND	RoPM'96 4-7 July Cluj-Napoca **Prof.Dr.W.A. KAYSSER** Deutsche Forschungsanstalt für Luft - und Raumfahrt e.V. Institut für Werkstoff-Forschung Linder Höhe D-51147 Köln GERMANIA	RoPM'96 4-7 July Cluj-Napoca **Prof. M.S. KOVALTCHENKO** National Academy of Science of the Ukraine I.N.Frantsevitch Institute for Problems of Materials Science Krzhizhanovsky Street 3 252 180 KIEV UKRAINA	RoPM'96 4-7 July Cluj-Napoca **Ph.D.Eng.Alan LAWLEY** A.W.Grosvenor Professor Materials Engineering College of Engineering Department of Materials Engineering 32nd and Chestnut Streets Philadelphia, Pennsylvania 19104 U.S.A.
RoPM'96 4-7 July Cluj-Napoca **Prof.Gheorghe MATEI** Technical University of Cluj-Napoca Department of Materials Science and Technology Muncii Avenue, 103 - 105 R 3400 Cluj - Napoca 14 ROMANIA	RoPM'96 4-7 July Cluj-Napoca **Dr.Alexander METCHKOV** NST Society of Powder Metallurgy 108 G.Rakovsky st. FNT2 Room 409 1000 SOFIA BULGARIA	RoPM'96 4-7 July Cluj- Napoca **Prof. A.E. MILLER** University of Notre Dame Notre Dame, IN 46556 U.S.A.	RoPM'96 4-7 July Cluj-Napoca **Prof. A.MOLINARI** University of Trento Department of Materials Engineering Via Mesiano 77 38050 TRENTO ITALY
RoPM'96 4-7 July Cluj- Napoca **Prof. Radu I.ORBAN** Technical University of Cluj-Napoca Department of Materials Science and Technology Muncii Avenue, 103 - 105 R 3400 Cluj - Napoca 14 ROMANIA	RoPM'96 4-7 July Cluj- Napoca **Günter PETZOW** Professor Dr.rer.nat.Dr.h.c.mult. Max-Planck-Institut für Metallforschung, Institut für Werkstoffwissenschaft Stutgart, DEUTSCHLAND	RoPM'96 4-7 July Cluj- Napoca **Dr.Tadeusz PIECZONKA** Akademia Gorniczo-Hutnicza Instytut Metallurgii, Zaklad Metalurgii Proszkow 30-059 Krakow POLOGNE	RoPM'96 4-7 July Cluj-Napoca **Acad.Prof. M.M. RISTIC** Serbian Academy of Science and Arts Knez Mihailova 35 11000 Beograd YUGOSLAVIA
RoPM'96 4-7 July Cluj-Napoca	RoPM'96 4-7 July Cluj-Napoca Cripps Professor of Materials Science **Dr. John V. WOOD** Head of the Department of Materials Engineering and Materials Design University of Nottingham Nottingham NG7 2RD England	RoPM'96 4-7 July Cluj- Napoca **Acad. Dr.Szegedi Jozsef** Polytechnic of Dunaujváros Institute of Metallurgical Engineering Tancsics M.u. 1 2400 Dunaujváros HUNGARY	RoPM'96 4-7 July Cluj-Napoca

MŰSZAKI INFORMÁCIÓS KÖNYVTÁR ÉS ORSZÁGOS KÖZPONT 1883

CIDMET

Central de Informare si Documentare pentru Metalurgie

Str. Mendeleev 21 - 25,
sector 1
70 168 BUCURESTI
tel. 659 49 90
fax: 3124278, 3124276

SIDEROM . CIDMET editeaza o serie de publicatii care se transmit firmelor din domeniul metalurgiei si constructiilor de masini din România si din alte tari.

Produsele si tehnologiile, consultanta si asistenta tehnica oferite de firma dumneavoastra pot beneficia de publicitate în materialele periodice pe care le editam si difuzam, cum sunt:

CID

- Revista Metalurgia
- Buletin de Informare Documentara
- Informatii din metalurgia mondiala
- Sumare din reviste straine de specialitate
- Noutati în siderurgie
- Indicatori tehnico-economici

In cazul în care doriti sa va facem publicitate va rugam:
- sa ne transmiteti materialul pentru reclama în forma pe care o doriti (fotografii, diapozitive color, text, machete etc);

- sa transmiteti suma corespunzatoare publicarii reclamelor dorite la BCR S MB 301520201 Bucuresti

MET

Va stam la dispozitie pentru comunicarea tarifelor actuale

Sumare din reviste est-vest
Diverse publicatii
Traduceri
Carti de vizita
Formularistica de birou

Metalurgia
Cataloage de produse
Prospecte
Buletin de informare documentara
Sinteze documentare
Indicatori tehnico-economici
Noutati din siderurgie
Informatii din siderurgia mondiala

MEI

Your most reliable trading partner

Metalexportimport S. A. is a specialized foreign trade company, the most important exporter of metallurgical products in Romania.

Metalexportimport S. A.

EXPORTA:

- tabla medie si groasa, inclusiv tabla navala (hot rolled heavy plates, including shipbuilding plates);
- tabla subtire laminata la rece (cold rolled steel sheets);
- tabla zincata (galvanized steel sheet);
- tabla transformator (cold rolled-oriented grain silicon steel strip);
- profile otel laminate la cald UNP, INP, corniere, otel rotund, patrat (hot rolled steel profiles-channels joists, angles, round, flat bars);
- otel beton si sârma laminata (reinforcing steel bars and wire road);
- sârma trasa din otel (drawn steel wire);
- electrozi sudura (welding electrodes);
- cuie (nails);
- lanturi industriale (industrial chaines);
- cabluri tractiune (wire ropes);
- sârma si toroane beton precomprimat (steel wire for prestressed concrete and stress relieved steel wire strands);
- cord metalic (brass plated steel cord for tyres);
- sârma taloane (bronze plated steel wire);
- tevi conducta (seamless line pipes);
- burlane foraj (casing);
- tevi sudate (welded pipes);
- blocuri aluminiu si laminate aluminiu (aluminium ingots and aluminium products).

IMPORTA:

- cocs (coke);
- carbune cocsificabil (coaking coal);
- materiale refractare (refractory products);
- minereu de fier (iron ore);
- feroaliaje (ferroalloys);
- neferoase blocuri (nonferrous ingots);
- alte materii prime necesare industriei metalurgice (other raw materials for metallurgical industry).

We guarantee quality and competitiveness!

Metalexportimport S. A.

Bucharest - Romania, 21 - 25 Mendeleev Street
Phone: 01/3120447, 01/6595060; Telex: 11515;
Fax :01/3120446

ORSZÁGOS MŰSZAKI INFORMÁCIÓS KÖZPONT ÉS KÖNYVTÁR 1883

"SIDEROM" S. A., societate comerciala de
strategie, cu sediul în Bucuresti,
str. Mendeleev, nr. 21 - 25, sector 1,
telefon: 01/6 59 65 35,
telefax: 01/3 12 42 76; 01/3 12 42 78; 01/3 12 42 80

produce si comercializeaza prin cele 56 de societati comerciale asociate urmatoarele:

- *laminate finite lungi din otel deformate la cald;*
- *table si benzi din otel laminate la cald si la rece;*
- *table si benzi din otel acoperite;*
- *bare din otel deformate la rece;*
- *profile din otel îndoite la rece;*
- *sârme din otel trefilate si produse din sârma;*
- *produse din aliaje speciale, inclusiv rezistive;*
- *tevi din otel sudate longitudinal, trase sau laminate la rece;*
- *electrozi si fluxuri de sudura;*
- *feroaliaje;*
- *produse cocsochimice;*
- *produse carbunoase;*
- *diverse produse de uz industrial, agricol si casnic;*
- *activitate de consulting si service în domeniile engineering, comercial, financiar-contabil,management, juridic, relatii sociale, informare si documentare de specialitate.*

"SIDEROM" S. A., holding - type strategy
company, with head offices in Bucharest,
21 - 25, Mendeleev st., sector 1,
telephone: 01/6 59 65 35,
telephaxes: 01/3 12 42 76; 01/3 12 42 78; 01/3 12 42 80

provides and supplies through its 56 associated companies:

- *hot-rolled steel sections;*
- *hot-rolled and cold-rolled sheets and strips;*
- *coated sheets and strips;*
- *cold-drawn steel bars;*
- *cold-bent steel sections;*
- *rolled and drawn wire and wire products;*
- *special alloys products, including resistive strip and wire;*
- *longitudinally welded tubes and pipes, both cold-rolled or drawn;*
- *welding electrodes and fluxes;*
- *ferro-alloys;*
- *metallurgical coke and by-products;*
- *graphite electrodes;*
- *different products of industrial, agricultural and housekeeping purpose;*
- *consulting and assistance for: engineering, trade, marketing, finance, management, legislation, social relations information and know-how in specific branches.*

Procurându-va cataloagele complete si vizitând microexpozitia de la sediul nostru puteti capata raspunsuri la toate întrebarile dumneavoastra referitoare la posibilitatile siderurgiei românesti.

Please take opportunity to purchase our catalogues and to visit the micro-exhibition which is located in our head-offices, in order to receive the answer to your questions, regarding the posibilities of the romanian iron and steel industry.

SIDEROM *at your disposal !*

Your most reliable trading partner

Metalexportimport S. A. is a specialized foreign trade company, the most important exporter of metallurgical products in Romania.

Metalexportimport S. A.

EXPORTA:

- tabla medie si groasa, inclusiv tabla navala (hot rolled heavy plates, including shipbuilding plates);
- tabla subtire laminata la rece (cold rolled steel sheets);
- tabla zincata (galvanized steel sheet);
- tabla transformator (cold rolled-oriented grain silicon steel strip);
- profile otel laminate la cald UNP, INP, corniere, otel rotund, patrat (hot rolled steel profiles-channels joists, angles, round, flat bars);
- otel beton si sârma laminata (reinforcing steel bars and wire road);
- sârma trasa din otel (drawn steel wire);
- electrozi sudura (welding electrodes);
- cuie (nails);
- lanturi industriale (industrial chaines);
- cabluri tractiune (wire ropes);
- sârma si toroane beton precomprimat (steel wire for prestressed concrete and stress relieved steel wire strands);
- cord metalic (brass plated steel cord for tyres);
- sârma taloane (bronze plated steel wire);
- tevi conducta (seamless line pipes);
- burlane foraj (casing);
- tevi sudate (welded pipes);
- blocuri aluminiu si laminate aluminiu (aluminium ingots and aluminium products).

IMPORTA:

- cocs (coke);
- carbune cocsificabil (coaking coal);
- materiale refractare (refractory products);
- minereu de fier (iron ore);
- feroaliaje (ferroalloys);
- neferoase blocuri (nonferrous ingots);
- alte materii prime necesare industriei metalurgice (other raw materials for metallurgical industry).

1996 MAR 2 2

We guarantee quality and competitiveness!

Metalexportimport S. A.

Bucharest - Romania, 21 - 25 Mendeleev Street
Phone: 01/312 04 47, 659 50 60; Telex: 11515;
Fax: 01/312 04 46

(3500)-4

METALURGIA

Revista lunara editata de SIDEROM S.A.

1995

E3280

8

Uzinsider s. a.

Cooperates for construction and rehabilitation of metallurgical plants, both in Romania and abroad, with reputed companies, specialized in technology and manufacturing of equipment for iron and steel industry.

UzinSider Foreign trade Company

32, Republicii Blv., Phone 613 16 34, P.O.B. 2, Fax: 312 39 02;
Cable UZEXIM - Bucharest, Romania

IMPORTANT PRODUCATOR DE

LAMINATE FINITE DIN OTEL

Sidex

sub forma de:

Tabla si banda laminata la cald

Tabla groasa

Tabla si banda laminata la rece

Tevi sudate longitudinal cu diametre cuprinse în gama 508 - 1420 mm.

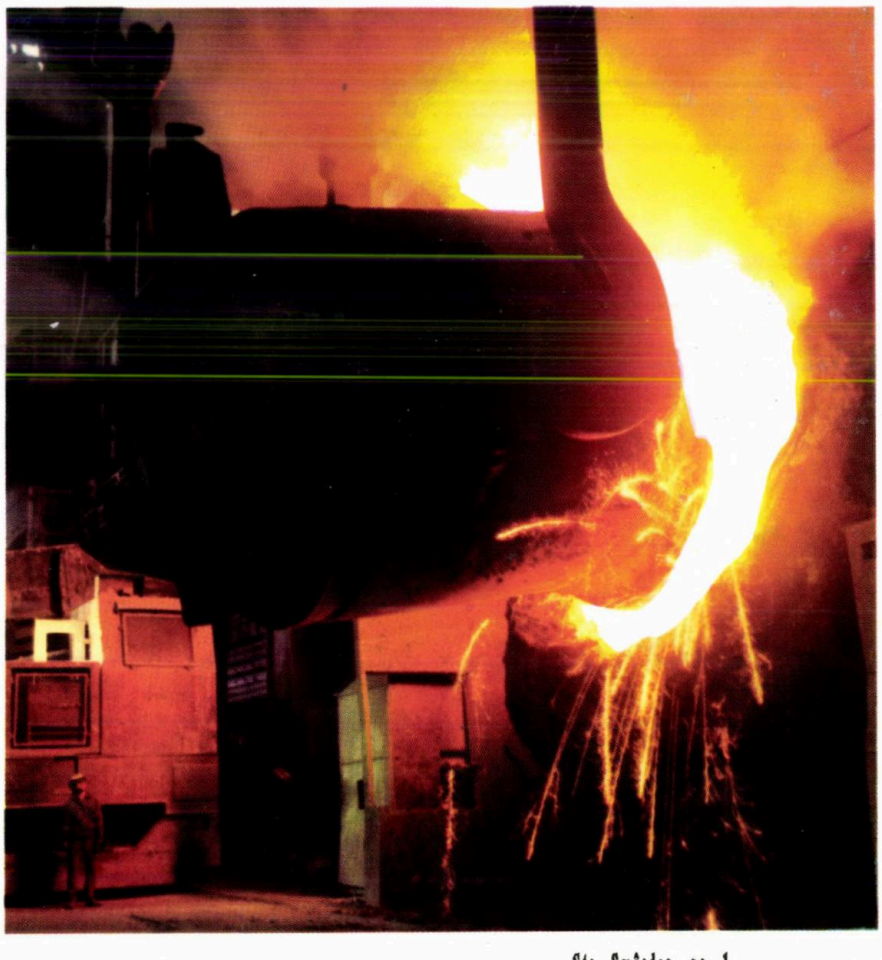
destinate:

industriei chimice, petrochimice si a gazelor naturale

industriei electronice

constructiei de masini grele, nave maritime si fluviale, utilaje

fabricilor de produse de larg consum (autoturisme, frigidere, masini de spalat, aragaze, obiecte casnice)



Str. Smârdan, nr. 1
6200 - Galati - România
Tel: 40 - 36 43.19.00
Fax: 40-36-43.20.17; 46.49.16
Telex: 51257; 51312

SIDEX S.A.
GALAŢI - ROMÂNIA

Inregistrat în Registrul Comertului Nr. J 17/21/1991
Cod Fiscal: 1639739 B.C.R. Galati

IMPORTANT PRODUCATOR DE

LAMINATE FINITE DIN OTEL

Sidex

MŰSZAKI INFORMÁCIÓS KÖZPONT ÉS KÖNYVTÁR 1883

sub forma de:

Tabla si banda laminata la cald

Tabla groasa

Tabla si banda laminata la rece

Tevi sudate longitudinal cu diametre cuprinse in gama 508 - 1420 mm

destinate:

Industriei chimice, petrochimice si a gazelor naturale

Industriei electronice

constructiei de masini grele, nave maritime si fluviale, utilaje

fabricilor de produse de larg consum (autoturisme, frigidere, masini de spalat, aragaze, oblecte casnice)

SIDEX S.A.

GALAŢI - ROMÂNIA

Str. Smârdan, nr. 1
6200 - Galati - România
Tel: 40 - 36 43.19.00
Fax: 40-36-43.20.17; 46.49.16
Telex: 51257; 51312

Inregistrat la Registrul Comertului Nr. J 17/21/1991
Cod Fiscal: 1639739 B.C.R. Galati

METALURGIA

REVISTA EDITATA DE "SIDEROM" S. A.

8 august 1995

Sumar

ORSZÁGOS MŰSZAKI INFORMÁCIÓS KÖZPONT ÉS KÖNYVTÁR 1883

ISSN 0461 - 9579

Lupu Iuliana: **Tipuri de semnala obtinute prin interactiunea unui flux de electroni cu proba solida de analizat.** 5

Badea Sorin, Ghiban Nicolae, Basuc Donel : **Aplicarea metodelor moderne în pregatirea tehnica si planificarea operativa din sectiile de forja** 9

Pana Mihaela, Costache Nicoleta, Moldovan Petru: **Caracteristici generale ale aliajelor Al - Li - Cu** 13

Dobre Marcel, Abrasu Constantin, Stan Stefan : **Stabilirea variantelor tehnologice de elaborare si turnare a otelurilor manganoase tip Hadfield** 21

Oane Petre, Sandru Mihai, Chiculita Petre, Chiculita Radu: **Cercetari pentru realizarea unei instalatii de masurare a gradului de reducere la laminarea la rece a benzilor fine** 24

Vidu Ruxandra, Pana Mihaela: **Aspecte ale ruperii în aliajele dure sinterizate din sistemul WC - Co** 28

Mazilu Emilian, Scortea Cristina, Constantinescu Sara: **Consideratii privind comportarea în conditii defluaj a produselor tubulare din otel Cr - Mo.** 32

Dumitrescu Calin: **Posibilitati de reutilizare a deseurilor din siderurgie** 36

Iancu Nita, Banu Stefan, Nedelcu Paraschiv: **Importanta determinarii reactivitatii cocsului si a alcalilor din încarcatura furnalului** 38

Chitu Gheorghe: **Cercetari privind rolul azotului în otel** 41

Jula Irina: **Scurt istoric privind evolutia cercetarii stiintifice si dezvoltarii tehnologice în metalurgia din România.** 48

Florescu Aurel, Bejinariu Costica, Comaneci Radu: **Studiul ecruisarii în zona deformata plastic prin procedeul radial - oscilant la întinderea tevilor rotunde** 53

Florescu Aurel, Bejinariu Costica, Comaneci Radu: **Study of the work - hardening in the deformation zone by the radial - oscilating procedure at the round pipes stretching** . 60

David Iren, Stoica Ioan, Toroiman Ilie, Gabor Maria: **Diluanti pentru lacuri si vopsele pe baza de uleiuri naturale si rasini alchidice din materii prime cocsochimice** 67

Bercea Mihai, Dia Vasile: **Analiza deteriorarii materialului si a tensiunilor remanente din zona îmbinarii prin sudura, din tevi sudate longitudinal, electric prin presiune - Partea I** 70

Cretu Steliana, Calin Camelia Georgeta, Tudor Andrei, Filip Ion: **Consideratii asupra capacitatii de lubrefiere a unor esteri sintetici pe baza de acizi dicarboxilici** 76

Chitu Gheorghe: **Sistemul de asigurare a calitatii poate contribui la relansarea metalurgiei din România** 89

Ioan Romulus, Gaina Constantin: **2000 Years of ironmaking at Hunedoara** 95

Sumar *(continuare)*

Revista revistelor *8, 12, 20,23, 27, 31, 35, 47,52, 59, 66, 69, 76, 88, 94*

Recenzii. *26*

Colegiul onorific de redactie

(în ordine alfabetica)

LUCIAN AMANCEI, VICTOR BERTALAN, ROMULUS BUDISTEANU, ION CHIOSE, SORIN DIMITRIU, MIRCEA DOBRESCU, VICTOR GUIDEA DANILA, ALEXANDRU FLOREA, EMIL FLORIAN, LADISLAU FRUMOSU, RADU HANGA, PETRE IANC, GHEORGHE LEPADATU, IOAN VICTOR MANOLESCU, STEFAN MARGINEANU, VIOREL MUNTEANU, MIHAELA PANA, VASILE PARPALA, CRISTIAN PIRVAN, BUJOR ROSCA, SILVIU SAMOILESCU, EUGEN SANDU, IOAN FLORENTIN SANDU

Redactor responsabil: prof. dr. ing. I. VÂRCOLACU

Revizie tehnica: prof. dr. ing. I. VÂRCOLACU

Sef CIDMET: ing. Brândusa Florentina Scortea

Redactor: ing. Brândusa Florentina Scortea

Corectura: Rodica Rosu, Mirela Bleoju

Tehnoredactare computerizata: Lidia Vereanu

Redactia si administratia: Bucuresti, str. Mendelcev, nr.21-25, sector 1, cod 70168, telefon 01/6594990, fax 01/3124278

Institutiile pot achita abonamentele în contul nostru de viramент nr. 30 15 20 201 BCR-SMB.

Costul abonamentului:lei 36000

Readers from abroad can subscribe through Rodipet S. A. P. O. Box 33 - 57, fax 0040-1-3129432 sau 3129433, telex 11995 - Piata Presei Libere nr. 1, sect 1, Bucuresti, Romania

Copyright © 1948 S. C. SIDEROM S. A. CIDMET

Reproducerea de parti din aceasta revista este permisa cu acordul scris al editorului

Iuliana Lupu: **Signal types gained from the interaction of an electron jet in a solid sample**
Metalurgia 47(1995), nr. 9, p. *5*

Sorin Badea et al: **Implementation of modern procedures in forge shop engineering aad scheduling**
Metalurgia 47(1995), nr. 8, p. *9*

Mihaela Pana et al : **General characteristics of Al - Li - Cu aalloys**

The paper investigates the Al - Li - Cu alloys system, its physical, engineering and mechanical properties, chemical analyses and the phase diagrams of some representatives: 8090, 2090, CP276.

The authors have studied extensively the large Al - Li system.

An original experimental procedure using salts electrolysis is also presented.

Metalurgia 47(1995), nr. 8, p. *13*

Marcel Dobre et al: **Investigations aimed at designing a measuring device for cold rolled thin strip reduction degree**
Metalurgia 47(1995), nr. 8, p. *21*

Petre Oane et al:**Selecting steel - making and casting technologies for HADFIELD - type manganese steels**
Metalurgia 47(1995), nr. 8, p. *24*

Ruxandra Vidu, Mihaela Pana: **Aspects of fracture mechanism in WC - Co alloys**

The paper presents some aspects of fracture mechanism in WC - Co alloys. Characteristics of plastic deformation related to composition and microstructure have been reviewed. Plastic deformation which has been found to precede, accompany and follow fracture is analysed in terms of material microstructure.

Fractographic studies have been carried out on WC - Co alloys fractured in bending tests.

Metalurgia 47(1995), nr. 8, p. *28*

Emilian Mazilu, Cristina Scortea, Sara Constantinescu: **Dynamics of grade characteristics of a 0,5% Cr - 0,5% Mo steel used under creep conditions**

The system of steel pipes operating at high - temperatures in thermoenergetical plants are sized for short - time service, mnamely 100,000 hours, at the plant nominal parameters. The paper presents the evolution of structural and mechanical characteristics of 0.5%Cr - 0.5% Mo steel pipes operating in a medium - power thermoelectrical plant whose service life was extended over 200,000 hours. The observed material charecteristics pointed out the structure evolution stage as well as the material strength reserve after various service lives under creep conditions.

Metalurgia 47(1995), nr. 8, p. *32*

Calin Dumitrescu: **Reclaiming opportunities for steel scrap**
Metalurgia 47(1995), nr. 8, p. *36*

Nita Iancu et al: **The importance of coke reactivity and the alkali determination from the blast furnace burden**

Specific coke consumption evolution recalculated at the blast furnace nr. 6 in comparison with the coke reactivity after the CO_2 attack.

Metalurgia 47(1995), nr. 8, p. *38*

Gheorghe Chitu: **Studies regarding the nitrogen role in steel**

This study aimes to bring a contribution to state the nitrogen influence on the quality of steel.

The paper presents the nitrogen sources, the shapes under which is in the metal net, the influence on physical and mechanical properties and the way to reduce its concentration in the steel.

The research was effectuated at the same time with the industrial production and the partial conclusions at which has get up to, can forward to clarify some controversial problems and to increase the reliability of steelmaking production.

Metalurgia 47(1995), nr. 8, p. *41*

Irina Jula: **Short historical regarding the evolution of scientific research and technological development in Romanian metallurgy (I)**
Metalurgia 47(1995), nr. 8, p. *48*

Aurel Florescu et al: **Study of the work - Hardening in the Deformation Zone by the Radial - Oscillating Procedure at the Round Pipes Stretching**

The paper presents the study on the cold hardening state from the deformation zone of the nonferrous metals and alloys pipes, plastically cold deformed, the cold - hardening being expressed by the determined hardness.

Metalurgia 47(1995), nr. 8, p. *53*

Iren David et al: **Diluents for laquers and paints with natural oils and alkyd resins made out of coke - chemical raw materials**

Among the preoccupations for realizing new products and increasing the economic efficiency at the Coke - chemical Plant of S. C. "SIDERURGICA" S. A. Hunedoara, the possibilities of producing the aromatic diluent (Thinner) for lacquers, smalts and paints have been studied. The researches on laboratory scale and the experiments realized in an industrial researches on laboratory scale and the experiments realized in an industrial installation allowed to establish an efficient technology for obtaining the diluent out of chemical by - products resulted when coking the pitcoal

Metalurgia 47(1995), nr. 8, p. *67*

Mihai Bercea et al: **Material damage and residual stresses analysis from the welded zone of the longitudinal electrical welded pipes by pressure - Part I**
Metalurgia 47(1995), nr. 8, p. *70*

Steliana Cretu et al: **Considerations on the lubricating capacity of the several synthetic esters on the dicarboxylic acids base**
Metalurgia 47(1995), nr. 8, p. *76*

Gheorghe Chitu: **The quality assurance system can contribute to the Romanian metallurgy revamping**
Metalurgia 47(1995), nr. 8, p. *89*

TIPURI DE SEMNALE OBTINUTE PRIN INTERACTIUNEA UNUI FLUX DE ELECTRONI CU PROBA SOLIDA DE ANALIZAT

Dr.ing. Iuliana Lupu, conferentiar - Universitatea "Transilvania" Brasov

C.Z.: 669.017

În ultima vreme au fost puse la punct o serie de tehnici analitice rezultate din interactiunea unui fascicul de electroni cu proba de analizat. Se obtin informatii asupra compozitiei chimice calitative, cantitative, structurale, texturale si topografice ale suprafetei metalelor, aliajelor si materialelor heterogene. Pentru obtinerea acestor tipuri de informatii a fost construita o gama larga de aparate de optica electronica cu aplicatii atât în productie cât si în cercetare.

Astfel de aparate folosesc fenomene rezultate din interactiunea unui fascicul de electroni cu proba de analizat.

Un fascicul de electroni emisi de filamentul incandescent al unui tun electronic, accelerati de tensiuni de ordinul zecilor, sutelor de kw sau chiar mai mult este numit *fascicul incident* sau *primar*. In urma interactiunii fascicului incident cu proba de analizat se obtin informatii despre solidul cercetat.

În functie de grosimea probei de analizat, de compozitia ei chimica si de tensiunea de accelerare a electronilor, fasciculul de electroni incidenti se împarte în 3 grupe [1],[2]:

- *electroni retroîmprastiati;*
- *electroni transmisi;*
- *electroni absorbiti.*

O parte din electronii incidenti patrund în proba, îsi schimba directia printr-o serie întreaga de procese, reusesc sa se întoarca spre suprafata si parasesc proba ca *electroni retroîmprastiati*. Daca proba este suficient de subtire, o parte din electronii incidenti vor trece prin ea la electroni transmisi. Acestia pot fi: de transmisie libera sau împrastiati. Daca proba este groasa, nu vor exista *electroni transmisi*, deoarece ramân ca *electroni absorbiti.*

Un fenoment important care are loc ca urmare a interactiunii fascicului incident de electroni cu proba solida de analizat este *împrastierea electronilor.*

Fenomenul de împrastiere a electronilor se poate produce în doua moduri: elastic si neelastic.

a. Electronii împrastiati elastic îsi schimba directia dar nu-si modifica practic energia initiala. Imprastierea elastica se poate produce în doua feluri:

- *Împrastierea Rutherford, care apare în câmpul culombian al nucleului sau al învelisurilor electronice, ale atomilor probei de analizat.*
- *Împrastierea multipla este compusa din mai multe stadii de împrastiere la unghiuri mici, rezultate în urma trecerii electronului prin norul electronic al atomilor probei care actioneaza ca un câmp de ecranare pentru nucleu.*

b. Electronii împrastiati neelastic sunt cei care produc majoritatea semnalelor valorificabile analitic. Imprastierea neelastica se datoreste faptului ca electronii din fasciculul incident intra în coliziune cu electronii din învelisul atomilor probei de analizat sau chiar cu nucleele acestora. Ca urmare, îsi micsoreaza mult viteza, pierd din energie, deci lungimea de unda asociata lor creste.

În cazul microscopiei electronice de transmisie, electronii împrastiati neelastic,parasesc proba sub un unghi mic si cu un spectru larg de energie [1]. Prin interactiunea electronilor împrastiati neelastic cu nucleele atomilor probei de analizat se produce un spectru continuu de radiatii X.

Daca electronii împrastiati neelastic interactioneaza cu învelisul electronic al atomilor probei, rezulta electroni secundari, electroni Auger, radiatii X caracteristice si catodoluminiscenta.

Electronii secundari sunt eliberati de pe orbitalii atomilor probei de analizat în urma interactiunii cu fasciculul incident de electroni. Energia acestor electroni este joasa sub 50eV si ca urmare puterea lor de patrundere este mica. De aceea, se considera ca sunt emisi numai electronii secundari generati în stratul superficial al probei, de aproximativ 30 Å, când energia lor este suficienta sa depaseasca bariera energetica de suprafata (2-6eV). Ei permit obtinerea unei imagini a suprafetei rezultate. Electronii secundari generati în zonele mai adânci ale probei, având putere de penetratie mica,

nu mai pot ajunge la suprafata. Acestia se recombina cu golurile formate în timpul parcursului de împrastiere. In urma recombinarii cu ionii probei, se emite un foton care are lungimea de unda în domeniul vizibil sau infrarosu apropiat. Acest efect se numeste *catodoluminiscenta*. Catodoluminiscenta reprezinta deci, emisia de radiatii în vizibil, ultraviolet si infrarosu, de anumite probe, când sunt bombardate cu fascicule de electroni de o anumita energie.

Orbitalii mai apropiati de nucleu ai atomilor probei, de unde au fost inlaturati electronii, se completeaza prin tranzitia unui electron de pe orbitalii superiori.

Excesul de energie care rezulta în urma acestei tranzitii se elibereaza sub forma de *radiatii X caracteristice*. Pentru producerea unui singur foton de radiatie X caracteristica, trebuie sa patrunda în proba între 1000 si 100000 electroni incidenti. Diferenta de energie care apare în urma trecerii unui electron de pe un orbital pe altul este caracterizata prin producerea de *electroni Auger*. Electronii Auger apar când un electron trece de pe orbitalul Lα pe orbitalul K fara a emite radiatii, iar alt electron de pe orbitalul Lβ este expulzat cu o energie echivalenta cu cea a nivelului K, minus energia totala a nivelului Lα si Lβ [3].

Procesele plasmonice apar ca urmare a interactiunii de împrastiere neelastica a electronilor incidenti, care trec prin apropierea electronilor "liberi" (cei care asigura legatura metalica) si îi pun în oscilatie [3].

Procesele fononice sunt determinate de actiunea de împrastiere neelastica între electronii incidenti si reteaua cristalina a probei de analizat. Aceasta conduce la cresterea amplitudinii oscilatiei retelei cristaline, si deci la fluctuatii pozitionale ale atomilor aranjati într-o anumita ordine.

Excitatii de valenta. Ca urmare a împrastierii neelastice au loc tranzitii electronice între orbitalii de legatura si cei de antilegatura.

Tensiuni electromotoare. Ca urmare a interactiunii fasciculu« primar de electroni cu jonctiunea p^{-n} dintr-un semiconductor sau cu neomogenitatile probei se formeaza pile electrice prin efect Volta, apar tensiuni electromotoare. Pe ecranul monitorului se observa portiuni de pe suprafata probei care produc sau nu tensiuni electromotoare. Acestea pot fi masurate sau transformate în imagini.

În figura 1 se prezinta principalele surse informationale obtinute ca urmare a procesului complex de împrastiere a electronilor incidenti de catre atomii probei de analizat.

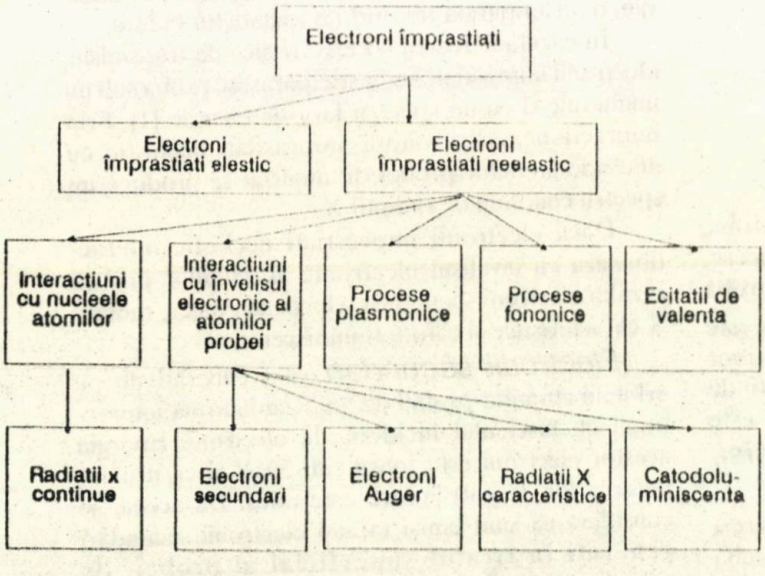


Fig. 1

Tipuri de fenomene rezultate prin interactiunea de împrastiere a electronilor incidenti de catre atomii probei de analizat

Phenomena resulted from the interaction of scattering incident electrons with sample atoms

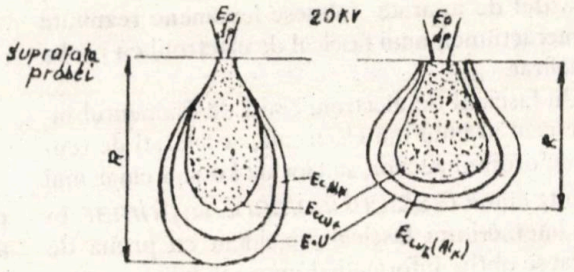


Fig. 2

Compararea regiunilor de producere a razelor X pentru probe cu diferite densitati

Comparison of X - ray producing zones of various samples

Adâncimea de producere a radiatiilor X

Pentru a putea prevedea adâncimea de producere si rezolutia spatiala a radiatiilor X, trebuie cunoscuta intensitatea fasciculului de electroni de penetratie. Pentru producerea radiatiilor X continue, parcursul mediu masic ρ.R (ρ) este densitatea, iar R parcursul electronului care este acelasi cu cel al electronilor deoarece radiatia X poate fi produsa si la energii joase ale electronilor. Pentru radiatiile X caracteristice, parcursul mediu masic este de obicei mai mic decât al electronilor, deoarece acestea

pot fi produse numai la energii deasupra energiei critice, Ec. Calculul pa... ...ai mediu masic, pentru producerea de raze X caracteristice este prezentat în literatura de specialitate [4],[6].

În figura 2 se prezinta comparativ regiunea de producere a razelor X pentru doua probe: Al cu densitatea 3g/cm^3 si cu densitatea 10g/cm^3, care sunt bombardate cu un fascicul de electroni focalizat, de 20kV [7]. Parcursul razei X pentru Al Kα în Al este mai mare decât cel pentru Cu Kα în Cu.

Atunci când se produc raze X caracteristice, marimea sursei de raze X este determinata numai de parcursul masic al electronului.

Distributia spatiala a fascicului de electroni incidenti în probele de analizat si domeniile principalelor fenomene

În figura 3 se prezinta o sectiune a distributiei electronilor în proba functie de energia lor si de numarul atomic Z [7]. Se constata ca la aceeasi energie de incidenta

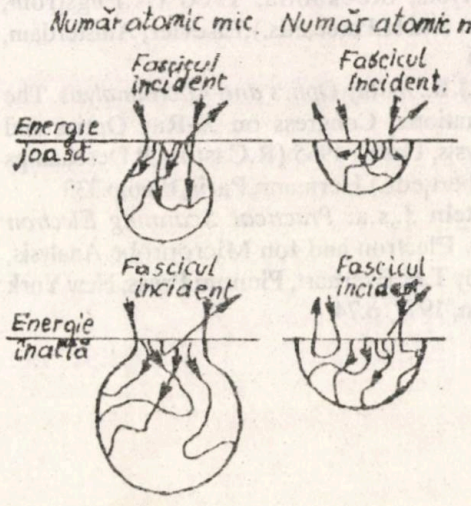


Fig. 3

Sectiune prin proba care ilustreaza variatia ciocnirilor electronilor în functie de energie si d e numarul atomic

Sample section showing electron impact variation with their energy and atomic number

electronii patrund mai adânc în probele care contin elemente cu numar atomic Z, mic, iar înfasuratoarea are forma de para. Pentru probele care contin elemente cu numar atomic Z, mare, înfasuratoarea are forma de semisfera. Daca energia electronilor incidenti se mareste, se mareste atât traiectoria fiecarui electron cât si înfasuratoarea, dar forma se mentine aceeasi. Parcursul electronilor, R, este definit ca distanta totala medie, masurata de la suprafata tintei, iar distributia spatiala reprezinta împrastierea laterala a fascicului de electroni fata de centrul impactului.

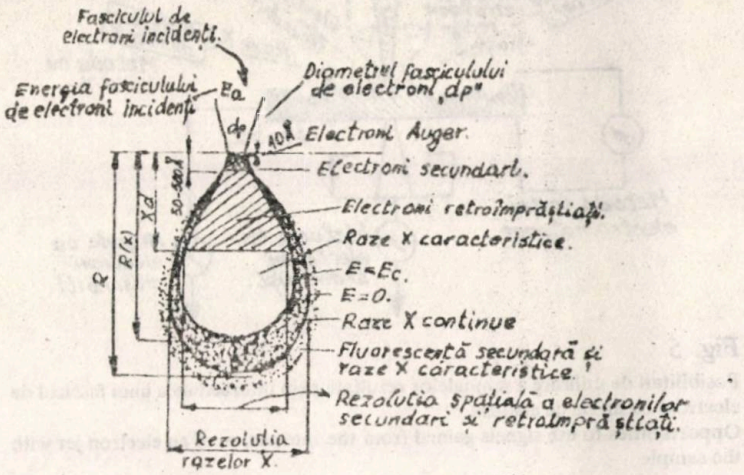


Fig. 4

Parcursul si rezolutia spatiala a electronilor retroîmprastiati, electronilor secundari, a radiatiilor X si a electronilor Auger în proba

Trajectory and 3 - D resolution of scatter electrons, secondary electrons, X - rays and Auger electrons in a sample

În figura 4 se prezinta rezolutia spatiala si domeniile semnalelor utilizate pentru analiza cu microsonda electronica si cu microscopul electronic de baleiaj. Rezolutia spatiala pentru razele X si pentru electronii retroîmprastiati este aproape aceeasi ca si parcursurile (Rx, Xd). Pe de alta parte, rezolutia spatiala a electronilor secundari si Auger este independenta de parcursul acestor semnale si este aproximativ aceeasi ca si diametrul fascicului, dp.

Rezolutia spatiala a razelor X si a electronilor retroîmprastiati este mult mai mare decât dp.

Principalele domenii de valorificare a semnalelor

În functie de modul de corelare între semnalul obtinut, ca urmare a interactiunii între fasciculul de electroni incidenti, proba de analizat si sistemul de prelucrare a semnalului, pot fi obtinute o serie de informatii asupra probei de analizat astfel:

- *topografia si textura probei pot fi obtinute din toate tipurile de semnale cu exceptia radiatiilor X;*

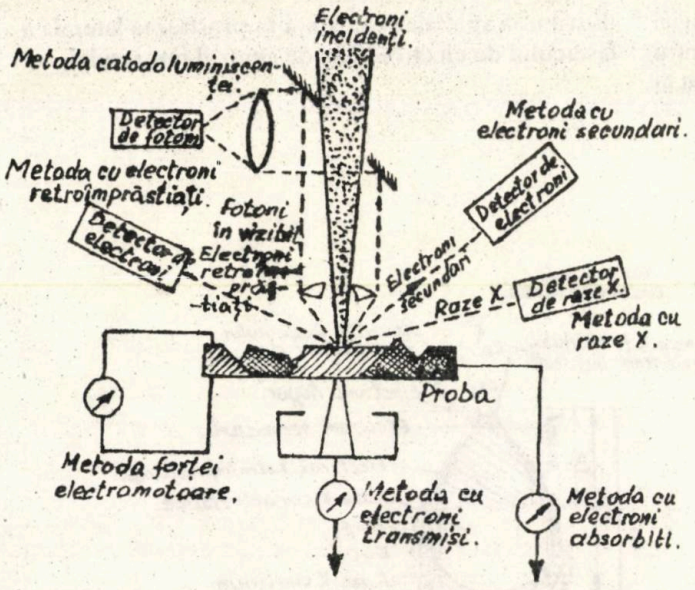


Fig. 5

Posibilitati de utilizare a semnalelor rezultate prin interactiunea unui fascicul de electroni cu proba de analizat

Opportunities to use signals gained from the interaction of an electron jet with the sample

¤ *compozitia chimica a probei poate fi obtinuta din: radiatiile X caracteristice, electroni Auger, electroni absorbiti, electroni retroîmprastiati, fotoluminiscenta;*

¤ *structura cristalina a probei se poate deduce din; electroni retroîmprastiati, electroni transmisi, electroni secundari, raze X, difractia radiatiilor X;*

¤ *relatii despre legatura chimica între constituentii probei pot fi obtinute din difractia radiatiilor X, electroni Auger;*

¤ *proprietatile electromagnetice pot fi puse în evidenta prin electronii secundari si fortele electromotoare.*

Daca se utilizeaza în mod corespunzator diferite tipuri de detectoare de electroni, spectrometre de radiatii X si prin intermediul baleierii cu fasciculul primar de electroni se pot obtine imagini care permit observarea si obtinerea informatiilor prezentate.

BIBLIOGRAFIE

[1] **Kimoto S.**:Jeol. News ,10 (1972),3,2

[2] **Burger R. E.**: J. Microscopy, 98 (1973), 251

[3] **Everhart T. E., Hayes T.**: Sci.Amer.,225,(1972),55

[4] **Green M.**: *X-ray Optics and X-Ray Microanalysis*. The 3-rd Internatinal Symposium, Stanford University, Stanford,Calif.,1962 (H.A.Patee, V.E.Cosslett, A.Engström,eds.),Academic Press, New York,1962, p.361

[5] **Duncumb P.**:Proceedings of the Second International Symposium on X-Ray Microscopy and X-Ray Microanalysis, Stockholm, 1960 (A.Engström, V.E.Cosslet and H.Patee,eds.),Elsevier, Amsterdam, 1960, p.365

[6] **Reed S.J.B.**: *X-Ray Optics and Microanalysis*. The 4-th International Congress on X-Ray Optics and Microanalysis, Orsay, 1965 (R.Casting,P.Deschamps and J.Philibert,eds.),Hermann,Paris,1966,p.339

[7] **Goldstein J.**,s.a: *Practical Scanning Electron Microscopy*. Electron and Ion Microprobe Analysis, Foreword by T.E. Everhart, Plenum Press, New York and London, 1977, p.74

REVISTA REVISTELOR

Giesserei, *Germania, 1994, nr.7*

- Noua turnatorie de fonta de la Keulahütte Kranschwitz GmbH. Conceptia tehnologica si primele rezultate de functionare, p.187

- Instalatie de formare cu curent de aer si presare pentru o noua turnatorie de fonta (Schubert-Salzer- Leipzig), p.193

- Programul congresului G.I.F.A.- Tehnologia turnatoriei -'94 (Düsseldorf 15-17.VI.1994), p.197

- Sinteza bibliografica anuala: fonta aliata turnata, p.200

¤ *Informatii scurte:*

- *patente, p.206*
- *economice, p.209*
- *tehnice, p.212*

APLICAREA METODELOR MODERNE ÎN PREGATIREA TEHNICA SI PLANIFICAREA OPERATIVA DIN SECTIILE DE FORJA

Dr. ing. Sorin Badea, profesor universitar
Ing. Nicolae Ghiban, sef de lucrari
Ing. Donel Basuc, asistent universitar
Universitatea "Politehnica" Bucuresti

C.Z.: 621.73

Randamentul activitatii de productie depinde de: marimea comenzilor de produse, formarea planului de fabricatie, alcatuirea documentatiei tehnie si de productie, pregatirea fabricarii sculelor, stabilirea normelor tehnico-administrative si a indicatorilor tehnico-economici.

Prelucrarea manuala a documentatiei este o metoda greoaie care nu mai corespunde exigentelor moderne, întrucât manifesta tendinta de simplificare cu informatii insuficiente pentru conducerea proceselor de fabricatie.

O pregatire tehnica a productiei trebuie sa includa sisteme rationale de miscare a semifabricatelor si materialelor, de organizare a locurilor de munca si ciclurilor de fabricatie, elemente ce duc la optimizarea activitatii în general. Pregatirea tehnica si planificarea operativa din sectiile de forja impun respectarea unor principii de baza. Primul are în vedere documentatia cu toate informatiile necesare prezentate în scheme bloc si date numerice care sa poata fi aplicate prin calcul cu metode matematice. Al doilea principiu impune posibilitatea formarii sistemului complex care sa combine activitatea de pregatire tehnica si cea de fabricatie, putându-se astfel defini comanda cu toate datele necesare unei planificari tehnico- economice.

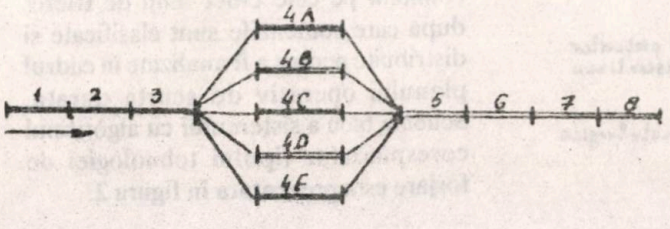


Fig. 1
Schema bloc a modelului de pregatire tehnica si planificare operativa
Block diagram of an engineering and scheduling pattern

Obiectul planificarii este comanda de fabricatie care trebuie sa cuprinda forta de munca necesara si variantele optime de fabricatie cuprinse în planuri de scurta sau lunga durata pentru pregatirea materiei prime si a productiei. Planurile trebuie sa cuprinda variantele posibile de fabricatie, fiecare fiind evidentiate de un algoritm.

Modelul sistemului acesta poate fi simbolic imaginat ca o statie de tip gara în care liniile reprezinta segmentele cu activitatile desfasurate în paralel si eventual concomitent. Separarea activitatilor se asigura prin algoritmi operationali.

Schema grafica a modelului este data în figura 1, în care:

--- este directia de tranzitare, respectiv preluarea comenzii, opririle necesare si realizarea planurilor;

1...8 - sectoarele, respectiv compartimentele de activitate pentru pregatirea, planificarea si conducerea fabricatiei;

A...E - sectiunile pe care se deplaseaza comenzile specifice algoritmului care da caracterul particular al activitatii. In aceeasi perioada acestea pot functiona în totalitate sau partial functie de încarcarea si comenzile primite.

Sectiunea 1 asigura preluarea si prelucrarea comenzii în sensul analizei tehnologiei de fabricatie, planificarii fabricatiei, aprovizionarii tehnico materiale. Activitatea din sectiunea 1 poate fi marcata prin acceptarea sau respingerea contractului, respectiv a comenzii. Acceptarea presupune marcarea datelor alese din comanda pe cartele, benzi sau dischete.

O parte importanta a activitatii este cea de evidentiere a comenzii acceptate în planul de productie prin intermediul unui clasor (liste cu comenzi sistematic înregistrate în care sa se înscrie atât lucrarile noi cât si cele terminate.

În cadrul sectiunii 1 se încadreaza si pregatirea tehnica a fabricatiei. Aceasta

poate decurge în doua faze: imediata (transarea posibilitatilor tehnice de plasare a comenzii în sectie, evaluarea economica, stabilirea duratei de executie si compararea acesteia cu termenul impus de beneficiari) si executia propriu-zisa a documentatiei, asigurându-se în acelasi timp si sculele necesare.

O etapa în activitatea sectiunii este eliberarea notelor de comenzi care cuprind date referitoare la realizarea desfacerii produselor si formatia de executie a tehnologiei.

Prelucrarea comenzii se face de catre compartimentele care executa sculele, aprovizionarea tehnico-materiala si calculatie a salariilor. Prin prelucrarea respectiva rezulta toate datele care sa stea la baza avizarii de acceptare sau respingere a comenzii de catre o comisie mixta (producator-beneficiar). In momentul avizarii pozitive, respectiv de acceptare a comenzii, aceasta va fi inclusa în planul de fabricatie unde se înregistreaza: simbolul tipului de forjare aplicat pe linia tehnologica, respectiv numarul agregatului de forjare pe care se executa tehnologia, gradul de încarcare a agregatului, norma de timp, materialele de baza si auxiliare, sculele de lucru etc. Toate cele specificate în sectiunea 1 fac obiectul terminarii documentatiei de fabricatie pentru produs si scule.

Revenind asupra simbolului de prioritate se face precizarea ca notiunea de prioritate trebuie înteleasa în sensul urgentei repartizarii comenzii în plan. Se considera ca poate fi stabilita o clasificare a prioritatii astfel:

» *prioritatea I*: comanda importanta pentru economia nationala care nu suporta schimbare de pozitie în timp;

» *prioritatea II:* comanda fara termen impus de beneficiar;

» *prioritatea III*: comanda pentru fabricarea produselor ce urmeaza sa se înmagazineze ca piese de schimb etc.

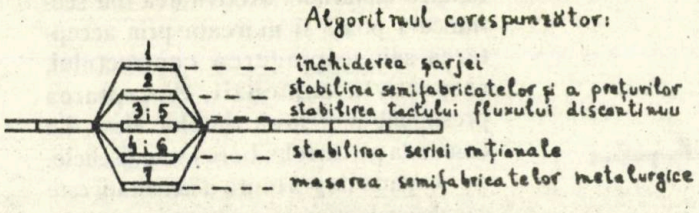


Fig. 2

Schema bloc a modelului sistemului de planificare operativa cu repartizarea tehnologiilor prin algoritmi

Block diagram of a scheduling pattern, showing an algorithmic technology distribution

Tipul tehnologiei de forjare poate fi exprimat prin mai multe clasificari a forjarii si anume:

» forjare din lingouri;

» forjare din semifabricate laminate;

» forjare din semifabricate debitate în flux discontinuu;

» forjare din semifabricate debitate în flux continuu;

» matritare în flux discontinuu;

» matritare în flux continuu;

» forjare la masini speciale.

Sectiunea 2 reprezinta compartimentul în care se face planificarea trimestriala, eventual anuala în conditii optime de fabricatie.

Se presupune ca serviciul desfacere investigheaza piata sau îsi acumuleaza comenzi de la colaboratori. Pe baza rezultatelor si cerintelor trebuie întocmite planurile. Cautarea variantei optime a planului se va efectua cu ajutorul programarii liniare. Datele necesare programarii se vor afla în lista de comanda.

Sectiunea 3 este destinata planificarii glisante. Care sunt datele initiale de care dispune rezerva de munca si varianta optima a planului de productie? In prima parte a planului se creeaza baza pentru executarea planurilor operative de scurta durata, iar în perioada urmatoare se realizeaza pregatirea fabricatiei si se planifica executarea semifabricatelor.

Sectiunea 4 elaboreaza planul de productie de scurta durata care presupune prelucrarea articolelor bugetare corespunzatoare primei perioade a planului glisant. Aceasta prelucrare se face cu cinci algoritmi, introdusi în sectiunea 4 corespunzatoare simbolului tipului tehnologiei de forjare (1...7). Succesiunea operatiilor pe sectiunile 4A...4B...4E de prelucrare a planurilor glisante este executata concomitent pe cele cinci "linii de triere" dupa care comenzile sunt clasificate si distribuite pentru a fi analizate în cadrul planului operativ de scurta durata. Schema bloc a sistemului cu algoritmul corespunzator tipului tehnologiei de forjare este prezentata în figura 2.

Sectiunea 4A va prelucra datele corespunzatoare pieselor forjate din lingouri, dintr-un singur cald. In vederea rezolvarii matematice cu calculatorul a problemelor pe care le ridica teh-

nologia, datele trebuie asezate în ordinea fuxului de fabricatie a produsului.

Sectiunea 4B este compartimentul în care se stabilesc semifabricatele initiale necesare si preturile acestora pentru ca al utilizarii semifabricatelor preforjate sau laminate. In aceasta sectiune se grupeaza toate comenzile care corespund tipului de forjare "2" obtinându-se planurile de atelier.

Sectiunea 4C corespunde activitatii de stabilire a tactului de lucru în procesul de fabricatie caracterizat prin flux discontinuu. Astfel de procese au ca particularitate planuri cu parametri din cei mai variabili. Daca produsele s-ar introduce în fabricatie unul dupa altul, organizatoric, produsele trebuie înmagazinate temporar, iar formarea rezervelor de semifabricate s-ar putea întârzia. Aceasta ar duce la discontinuitati în fluxul de fabricatie necontrolabile, si deci la o ridicare a preturilor produselor forjate. Aceste neajunsuri se pot elimina aplicând "metoda comasarii comenzilor" care este mai avantajoasa în productia discontinua. Relatia de calcul corespunzatoare acestei metode este:

$$E = C\text{-}SxNxDxT \qquad (1)$$

în care:
E - este efectul economic al comasarii comenzilor prin preturile lucrarilor;
C - cheltuielile cu pregatirea comenzii;
S - cheltuielile cu salariile pe o bucata de produs;
N - numarul de bucati din comanda;
D - dobânda (%), cantitatea din produs oferita în plus sau plusul din cantitatea produsului;
T - perioada de avans ca urmare a comenzii partiale raportata la comanda de baza.

Prin calcul pot rezulta valori pozitive sau negative. Când rezultatul este pozitiv este bine sa se faca comasarea comenzilor prin preturile lucrarilor. Daca rezultatul este negativ atunci nu se va continua la alta comasare pentru ca efectul devine neeconomic. Metodologia de lucru este urmatoarea: din memoria calculatorului se cheama prima comanda de piese forjate planificate cantitativ, lunar sau trimestrial, adaugându-se la aceasta urmatoarea comanda. Daca la însumarea celor doua rezulta un efect economic pozitiv, înseamna ca în continuare se mai poate încerca introducerea unei noi comenzi. Astfel, se pot succesiv introduce în fabricatie noi si noi comenzi, calculatorul rezolvând în mod rapid oportunitatea fabricarii, elaborând în acelasi timp: planurile de debitare, planurile de operatii destinate atelierului de forjare si planul necesarului de scule.

Sectiunea 4D rezolva problema seriei de fabricatie rationala. Producerea pieselor de acelasi tip în flux continuu de fabricatie presupune existenta unei stabilitati sortimentale a planului de productie. Acest deziderat este practic completat de o activitate ce presupune încredintarea comenzii si evacuarea comenzii de piese forjate în mod ritmic cu înmagazinari intermediare de produse sau cu predarea acestora direct la prelucrarile ulterioare. Algoritmul acestei sectiuni care prelucreaza comenzile este cel corespunzator tipurilor de forjare "4" si "6"; cu ajutorul acestuia se va calcula periodicitatea (ritmul) seriei optime de fabricatie. Relatia de calcul este urmatoarea:

$$R = \frac{Q \times (S + C_M)}{2 \times C} \qquad (2)$$

în care:
R este gradul de periodicitate (ritmicitatea);
Q - necesarul anual al unui anumit produs, buc/an;
D - dobânda sau cantitatea de produse date în plus, %;
S - cheltuielile cu salariile pentru o bucata de produs,lei/buc;
C_M - cheltuielile cu materialele corespunzatoare unei bucati din produsele fabricatiei, lei/buc;
C - cheltuielile cu pregatirea comenzii, lei/comanda.

Sectiunea 4E este destinata strângerii laolalta a semifabricatelor (comasarea lor). Piesele din categoria de forjare "7" se vor fabrica din semifabricate de tipuri si dimensiuni diferite. Rezultatul prelucrarii datelor în sectiunea 4E va fi marcat de: planul de pregatire a materialului, planul de forjare si planul necesarului de scule.

Sectiunea 5 opereaza asupra planului general de debitare a materialului si a cooperarii, respectiv se creeaza planurile comasate (unificate) din planurile partiale ale subsectiunilor 4A...4E.

Sectiunea 6 se ocupa de planurile operative de atelier, ca ultima faza a celei de a doua etape a planificarii. Fiecare plan de operatii se întocmeste întotdeauna pentru un sector de productie si o anumita perioada de timp (de exemplu pentru o decada) cu 50% acoperire astfel încât sa se formeze rezerve de munca pentru cazul caderilor (de exemplu din cauza deteriorarii sculelor, a modificarilor comenzii etc.). Finalizarea planurilor operative se face în tabelele grupelor de sectoare care sa cuprinda: numarul sectorului, numarul locului de munca, schimburi admisibile, limita în procente a orelor suplimentare, timpii morti, numarul de utilaje, numarul muncitorilor productivi etc. Capitolele planului sunt împartite pe agregate si indicele de prioritate a comenzii, fiind bilantate capacitatile.

Sectiunea 7 este destinata documentatiei finale a fabricatiei. Pentru simplificare o redare grafica ar corespunde cel mai bine prin elaborarea documentatiei pe imprimanta calculatorului.

Sectiunea 8 stabileste conducerea procesului de fabricatie care presupune cunoasterea limitelor temei, cunoasterea permanenta a schimburilor care se produc pe toate fazele procesului de fabricatie si utilizarea mijloacelor de reglare a procesului.

Din cele prezentate rezulta urmatoarele concluzii:

1. Sistemul pentru conducerea procesului de fabricatie propus consta în esenta în simularea fluxului de fabricatie a produselor.

2. Sistemul propus este un tablou sinoptic îmbunatatit al procesului de fabricatie, întretinând permanent echilibrul locului de munca prin micsorarea volumului produselor nefinalizate, utilizându-se o munca administrativa mai redusa, fapt ce duce la micsorarea numarului maistrilor din sectoare.

3. Metoda pregatirii tehnice si a planificarii operative a fabricatiei din sectiile de forja poate ajuta la automatizarea proiectarii cu ajutorul calculatorului. De asemenea mai pot fi asigurate urmatoarele elemente:

- *o pregatire profesionala buna a personalului tehnic prin adâncirea problematicii;*
- *un calcul modern si o organizare tehnica superioara;*
- *eliminarea influentelor subiective din activitatea de planificare prin folosirea metodelor matematice;*
- *reducerea efortului în prelucrarea datelor si scurtarea timpului în munca adminsitrativa;*
- *încarcarea corespunzatoare a utilajelor si a timpului de lucru;*
- *scurtarea timpului de fabricatie a produselor;*
- *optimizarea ciclurilor de fabricatie.*

REVISTA REVISTELOR

Giesserei, *Germania, 1994, nr. 8*

- Bazele micsorarii cantitatii de materiale reziduale (deseuri) si a asigurarii calitatii, la turnarea în forme de nisip umed, legate cu bentonita, p.214

- Influenta caracteristicilor materialelor de formare legate la rece cu rasini asupra eforturilor evitabile la formare si dezbatere/curatire. Partea a IV-a. Influenta materialelor de formare a atmosferei si a acoperirii, p.225

- Analiza problemelor privind calculul dimensiunilor alimentatorului pentru solidificarea pieselor turnate în forme de nisip, p.231

- Sinteza bibliografica anuala pentru piese turnate din otel (30), p.237

- Informatii tehnice scurte, p.235

- Informatii economice, P.245

Giesserei, *Germania, 1994, nr. 10*

- Planificarea activitatii în turnatorii ieri/astazi/mâine, p.282

- Influenta filtrarii asupra caracteristicilor mecanice ale aliajului de aluminiu AlSi 9 Mg, consolidat cu SiC. Partea a II- a.Caracteristici dinamice, p.289

- Fabricatie asigurata de piese turnate sub presiune, tratabile termic si sudabile, p.294

- Procedeul cu recirculare a gazului. O alternativa pentru topirea fontei în cubilou, p.297

- Noi tehnici de reglare pentru prepararea materialelor de formare legate cu bentonita, p.304

- Atelier de curatire a pieselor cu mare elasticitate, p.308

- Sinteza bibliografica anuala pentru fonta de turnatorie cu grafit lamelar (31), p.314

- Informatii tehnice, p.318

- Informatii economice, p.322

CARACTERISTICI GENERALE ALE ALIAJELOR Al-Li-Cu

Ing. Mihaela Pana
Dr.ing. Petru Moldovan, profesor universitar — Universitatea "Politehnica" Bucuresti
Dr.ing.Constantin Ionescu,conferentiar
Ing. Nicoleta Costache — S.C. IPROMET S.A. BUcuresti

C. Z. : 621.74

Litiul este metalul cu densitatea cea mai mica 0,534 g/cm^3 si a fost introdus în aliajele de aluminiu înca din anul 1920. In anul 1924 s-a introdus un adaos mic de litiu în aliajele Al-Cu [6]. Din anul 1941 firma Alcoa introduce Li în sistemul Al-Cu. Sunt peste 30 de ani de la realizarea primului aliaj X 2020, aliaj realizat din Al, Cu, Li cu circa 1% Li masic, cu o rezistenta mecanica si o rezilienta mult mai mare decât aliajul de aluminiu 7075-T6 conventional îndelung utilizat în industria constructoare de masini. Dupa cum se observa din figura 1, litiul are o evolutie ascendenta putând fi utilizat în aliajele de aluminiu. Aplicatiile acestor aliaje sunt foarte ample, de la lingouri, profile superusoare pâna la caroserii de automobile, componente pentru rachete aerospatiale. Din anul 1980 are loc din doi în doi ani o conferinta dedicata aliajelor aluminiu-litiu.

În primul rând litiul confera aliajelor Al-Li, respectiv Al-Li-Cu urmatoarele caracteristici generale:

1. reducerea densitatii cu circa 6-9% si cresterea modulului cu circa 12-18%;

2. rezistenta la tractiune mult mai ridicata comparabil cu aliajele conventionale din aluminiu;

3. alungire excelenta, precizie dimensionala, rezistenta la coroziune buna;

Tabelul 1

Marci reprezentative ale aliajelor Al - Li - Cu
Representative grades of the Al - Li - Cu system

Marca aliaj	Firma producatoare	Compozitia chimica, procente masice					
		Li	Cu	Mg	Zr	Fe	Si
8090(Lital A)		2,2 - 2,7	1,0 - 1,6	0,6 - 1,3	0,04 - 0,16	0,30	0,20
8091(Lital B)	ALCAN	2,4 - 2,8	1,6 - 2,2	0,5 - 1,2	0,08 - 0,16	0,50	0,30
8090 (Lital C)		2,2 - 2,7	1,0 - 1,6	0,6 - 1,3	0,04 - 0,16	0,30	0,20
8090 (Alitalite)		2,1 - 2,7	1,1 - 1,6	0,8 - 1,4	0,08 - 0,15	0,15	0,10
2090 (Alitalite)		1,9 - 2,6	2,4 - 3,0	0,25	0,08 - 0,15	0,12	0,10
8192 (Alitalite)	ALCOA	2,3 - 2,9	0,40 - 0,7	0,9 - 1,4	0,08 - 0,15	0,15	0,10
8092 (Alitalite)		2,1 - 2,7	0,50 - 0,8	0,9 - 1,4	0,08 - 0,15	0,15	0,10
8090 (CP271)		2,2 - 2,7	1,0 - 1,6	0,6 - 1,3	0,04 - 0,16	0,30	0,20
2091(CP274)	Pechiney	1,7 - 2,3	1,8 - 2,5	1,1 - 1,9	0,04 - 0,16	0,30	0,20
(CP276)		1,9 - 2,6	2,5 - 3,3	0,2 - 0,8	0,04 - 0,16	0,30	0,20

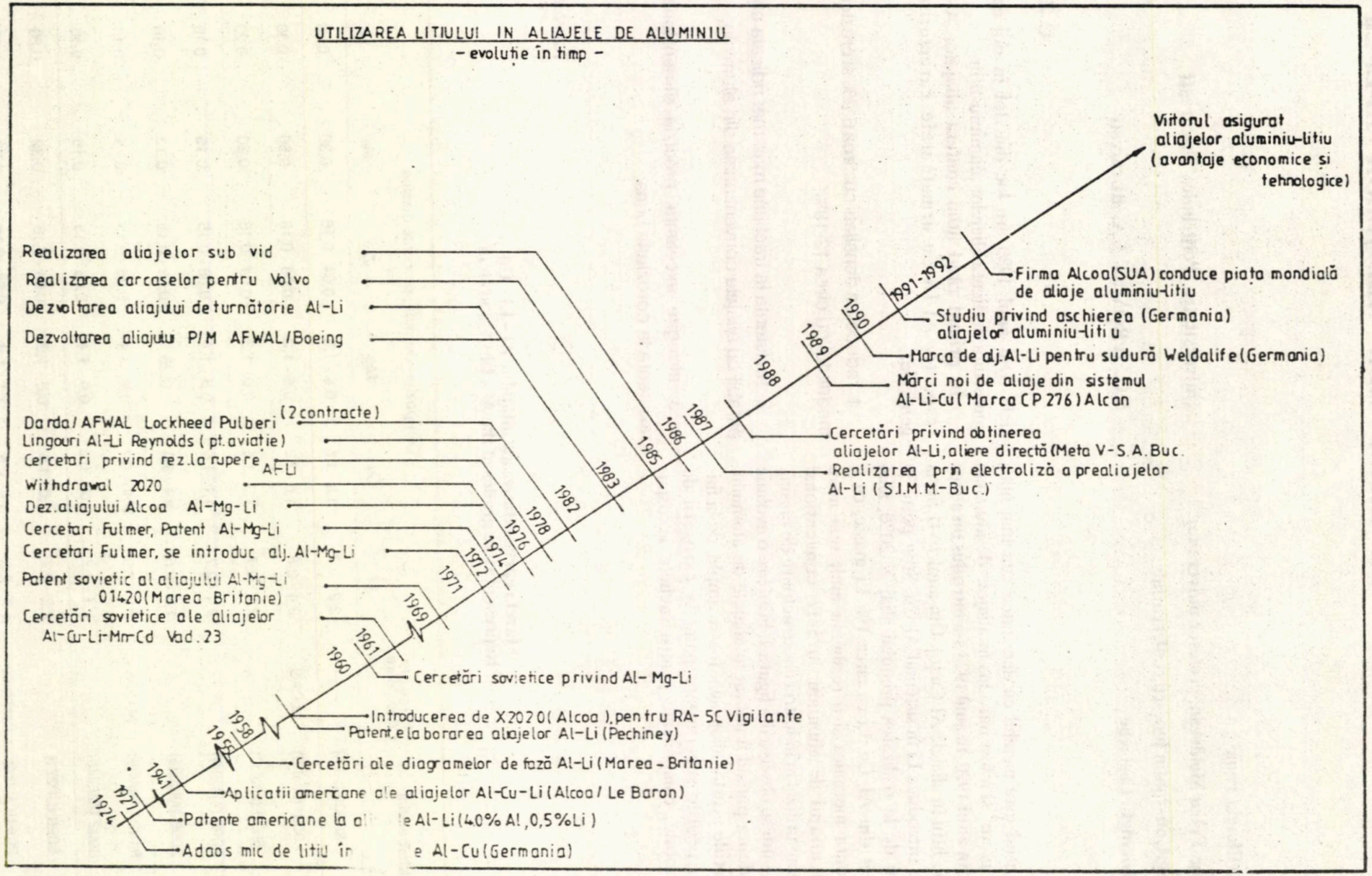


Fig. 1

Evolutia istorica a utilizarii litiului în aliajele de aluminiu (5, 6, 7, 8)
Historical development of Li use in Al - alloys (5, 6, 7, 8)

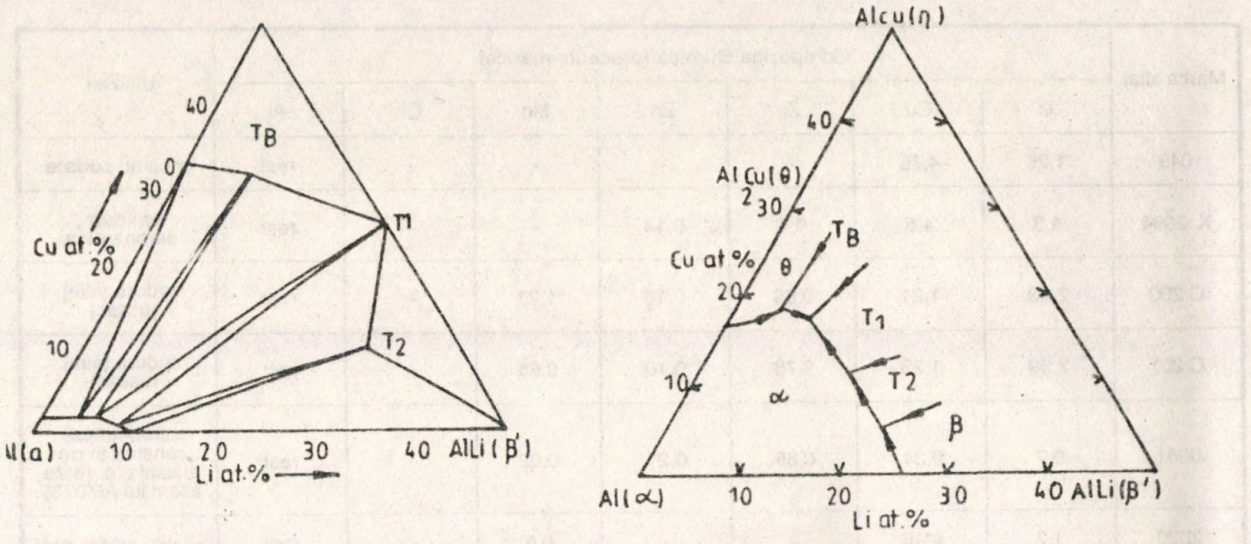


Fig. 2
Diagrama de echilibru a sistemului Al - Li - Cu (2)
Al - Li - Cu (2) system phase diagram

4. proprietati tehnologice foarte bune la turnare;

5. caracteristici foarte bune de sudabilitate;

6. caracteristici foarte bune de prelucrabilitate;

7. proprietati foarte bune de plasticitate (superplasticitate);

8. proprietati foarte bune de forjabilitate.

Autorii, în lucrarea de fata, vor prezenta pe scurt câteva din proprietatile cele mai importante ale sistemului de aliaje Al-Li- Cu.

Ca marci reprezentative ale acestui aliaj enumeram: 2090, 2091, 8090, 8091, C 200, 1430, X 2094, reprezentate în tabelul 2 si 3.

În ultimii ani sistemul Al-Li-Cu a cunoscut o dezvoltare deosebita, dupa cum se observa din tabelul 2. Principala utilizare a acestor aliaje este în industria aeronautica, respectiv pentru aripa, carlinga, fuzelaj. Aliajul Navalite a fost utilizat la realizarea ultimelor doua rachete lansate de NASA. Firma Boeing a studiat timp de un an 23 de avioane, beneficiul fiind de 38,6 milioane dolari pe an, în plus are loc o reducere a greutatii avionului cu 10,6% fata de situatia când se folosesc aliajele de aluminiu convenționale. În acelasi timp s-a constatat o crestere cu 15% a rezistentei aparatului de zbor.

Diagrama de echilibru a sistemului Al-Li-Cu

Acest sistem de aliaje Al-Li-Cu fiind un sistem nou diagrama de echilibru cunoaste noi modificari permanente, asemanator sistemului de baza Al-Li. Sinn Wen Chen [3] a analizat îndelung în ultimii ani diagrama Al-Li-Cu, reprezentata în figura 2.

Sistemul Al-Li-Cu este comparat cu sistemul Al-Cu-Li.

Fazele caracteristice ale sistemului Al-Li-Cu, sunt: θ, θ', T', T_1, T_2, S' prezentate în tabelul 3. Cuprul îmbunatateste mult posibilitatea de precipitare, incluzând fazele metastabile. Aparitia fazei T_1 (Al_2CuLi) are o structura hexagonala, având loc o precipitare eterogena cu formarea zonelor G-P. Introducerea Mg în sistemul Al-Li-Cu duce la formarea fazei Al_2MgLi, iar introducerea Cd grabeste aparitia fazei δ'. Zirconiul, un alt element de aliere, are rolul de a finisa grauntele. De asemenea, Cd are rolul de a îmbunatati rezistenta mecanica, recristalizarea, precipitarea si sprijina formarea precipitatelor prin durificare; are rolul de a lega Zr în timpul recoacerii la temperatura ridicata si a reduce fractia volumetrica a precipitatului Al_3Zr. Cadmiul are rolul de a îmbunatati proprietatile de prelucrare prin aschiere, plasticitate, rezistenta la fluaj.

Tabelul 2

Marci reprezentative Al - Li - Cu aparute în ultimii trei ani
Al - Li- Cu alloys grades developed through the last three years

Marca aliaj	Compozitia chimica (procente masice)							Utilizari
	Li	Cu	Zr	Zn	Mn	Cr	Al	
049	1,26	4,75	-	-	-	-	rest	îmbinari sudate
X 2094	1,3	4,5	0,4	0,14	-	-	rest	laminate, aeronautica
C 200	2,43	1,21	0,68	0,10	1,28	-	rest	sudura (aliaj rusesc)
C 201	2,39	1,23	0,76	0,10	0,95	-	rest	sudura (aliaj rusesc)
6061	0,7	0,31	0,88	0,21	0,02	-	rest	aeronautica, constructii de masini etc. (este asem.lui Al7075)
2020	1,2	4,45	-	-	0,5	-	rest	aviatie, profile etc.
1430	1,7	1,6	2,8	0,10	-	-	rest	varianta ruseasca
Navalite	2,2	1,2	2,5	0,14	-	-	rest	aeronautica (rachete)

Tabelul 3

Fazele caracteristice ale sistemului de aliaje Al - Li - Cu
Caracteristic phases of the Al - Li - Cu alloys system

Faze	Sistem cristalografic	Forma separarilor	Procente de masa					Observatii
			Al	Li	Cu	Mg	Zr	
θ' = (GPII)		de forma lamelara						coerente nestabile
θ' : Al_xCu	tetragonal tip CaP_2	de forma lamelara						coerent durificator
θ' : Al_2Cu	tetragonal	de forma lamelara	46		54			
δ' : Al_3Li	c.f.c. (Au_3Cu) tip 12	de forma sferica	92,1	7,89				coerent durificator
δ : AlLi	c.v.c (tip NaTl)		79,5	20,5				incoerent faze de echilibru
T' : Al_6Cu_4Li			41,90	1,54	56,49			coerent durificator
T_1 : Al_2CuLi	hexagonal	de forma lamelara	43,35	5,57	51,08			partial coerent durificator
T_2 : Al_6CuLi_3	icosaedric	sub forma de baghete	65,73	8,45	25,81			duritate maxima la limita de graunte
S' : Al_2MgLi	structura ca S	sub forma de baghete	63,4	8,1		28,5		
$SiAl_2CuMg$ (Al_3Zr)	ca S (c.f.c.) Li_2 (Au_3Cu)	- baghete - sferica	47			53		semi-incoerent prin duritate devine coerent

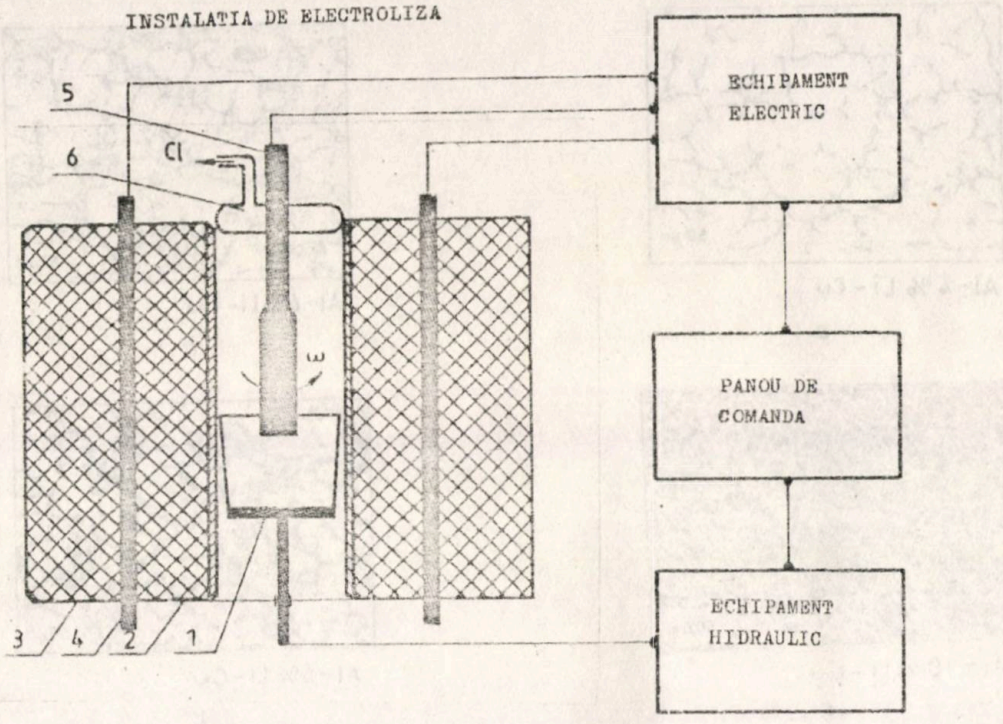


Fig. 3
Instalatia de electroliza: 1 - creuzet din grafit; 2 - samota; 3 - izolatie; 4 - rezistente electrice; 5 - electrod din grafit; 6 - diafragma
The electrolysis plant: 1 - graphite crucible; 2 - clay; 3 - insulation; 4 - heating element; 5 - graphite electrode; 6 - diafragm

Metode de obtinere

Ca si la aliajele Al-Li si la Al-Li-Cu se disting trei metode de obtinere:

- *prin electroliza sarurilor topite;*
- *prin topire directa;*
- *prin metalurgia pulberilor.*

Prima metoda este avantajoasa prin faptul ca se poate obtine prealiajul AlLiCu, fara a utiliza litiu metalic (care este foarte scump) folosind saruri pe baza de litiu cum ar fi: LiCl, LiF. Cea de-a doua metoda este avantajoasa din punct de vedere al timpului si al calitatii probei finale. Prin metalurgia pulberilor, de asemenea a cunoscut o dezvoltare foarte rapida pe plan international, în marile laboratoare: Reynolds, Boeing, Martin Marietta, Alcoa.

În cazul de fata autorii prezinta prima metoda într-o forma modificata fata de prezentarea efectuata în lucrarea anterioara.

Instalatia propusa este cea prezentata în figura 3. Drept catod s-a utilizat Al-Cu, ca anod electrodul din grafit, drept electroliti s-a utilizat 50% greutate LiCl si 50% greutate KCl. Electroliza s-a realizat în intervalul de temperaturi 720-750^{0}C. Un avantaj al acestei metode consta în faptul ca aliajul Al-Li-Cu, obtinut prin aceasta metoda, are o cantitate mai mica de sodiu. De asemenea, continutul în Ca este mai mic de 0,001%. Dupa ce este obtinut prealiajul Al-Li-Cu, se trece la obtinerea aliajului Al-Li-Cu prin turnare directa.

Analiza metalografica

Probele odata obtinute se recomanda a fi mentinute într-un recipient din grafit acoperit cu Y_2O_3, cuart sau BN (deoarece BN este inert la aceste aliaje). Litiul se oxideaza foarte usor, în plus este foarte reactiv. Suprafata oxidata poate fi îndepartata foarte usor cu un cutit. Pregatirea metalografica a probelor este extrem de dificila datorita reactivitatii litiului. Ca lubrifiant se recomanda utilizarea Kerosenului în loc de apa. Hârtia pe baza de CSi a fost utilizata pentru polizarea initiala si o pasta diamantata 1 μm pentru polizarea finala. Probele au fost curatate cu tricloretilena dupa polizarea finala si sunt examinate imediat la microscopul optic. In figura 4 sunt prezentate microstructurile caracteristice. Specific acestor aliaje este aparitia lui δ' respectiv compusul Al_3Li. Acesta este un precipitat coerent ce joaca un rol important la durificarea prin îmbatrînire a ames-

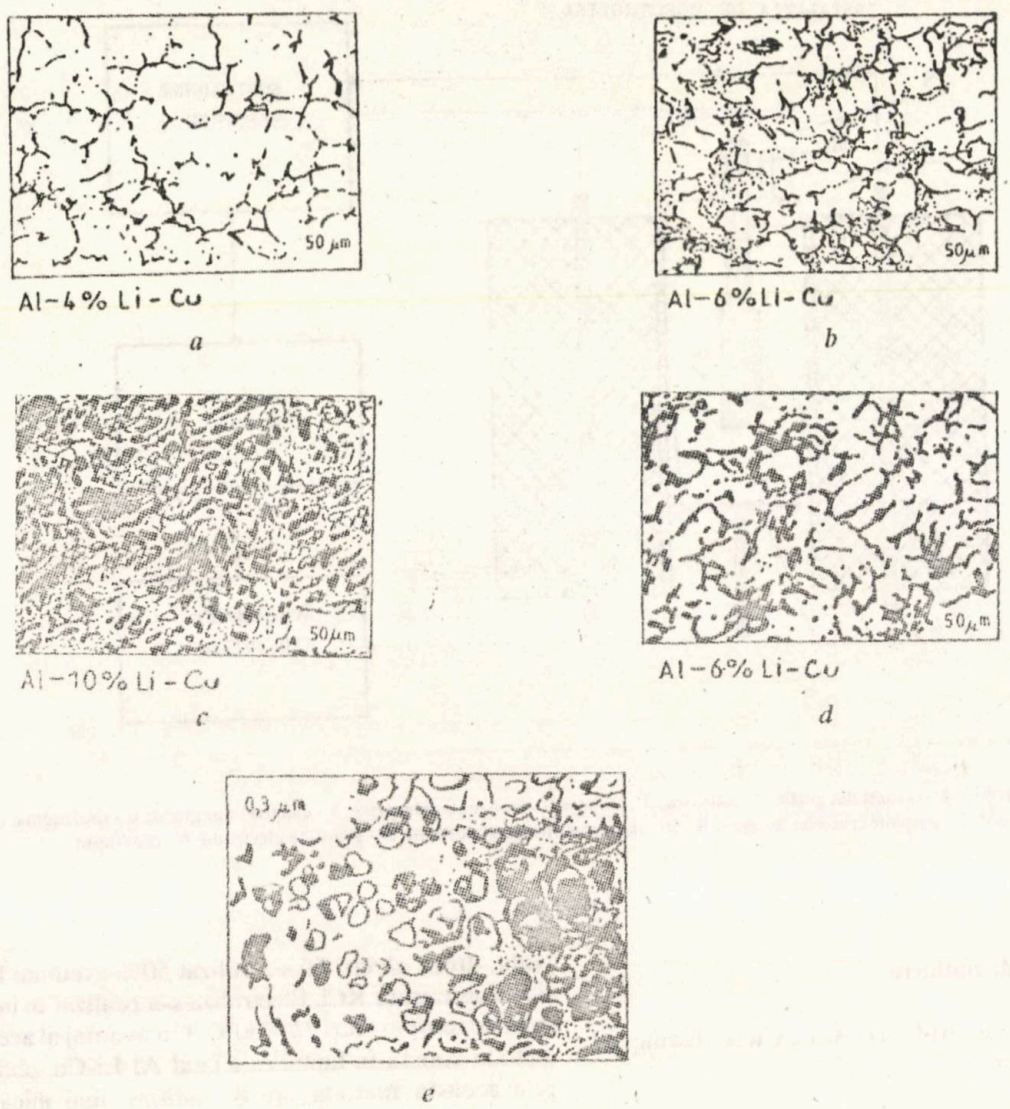


Fig. 4

Microstructuri caracteristice ale sistemului Al - Li - Cu, în stare turnata (a, b, c), din creuzet (d, e)
Characteristic microstructures of the Al - Li - Cu system, as cast (a, b, c), molten (d, e)

tecului mecanic ($\alpha + \delta$). Studiile cu raze X ale lui Silcock au analizat mecanismul precipitarii în aliajele binare aluminiu-litiu:

sol.solida suprasaturata δ' (Al_3Li → δ (AlLi)

Tratamentul termic

Tratamentul caracteristic al acestor aliaje este calirea de punere în solutie + îmbatrînire. Temperatura de calire 530^{0}C timp de 2 ore.

Îmbatrânirea are loc timp de 8-12 ore la 200-220^{0}C.

Proprietatile mecanice

În primul rând adaosul de Li în aliajele de aluminiu are ca efect cresterea modulului de elasticitate conform relatiei:

$$E = f_M E_M + f_{\delta'} E_{\delta'} \quad (1)$$

unde: E_M, $E_{\delta'}$ - reprezinta modulul de elasticitate al matricei de aluminiu, respectiv al precipitatului δ'; f_M, $f_{\delta'}$ - fractia volumica a matricei de aluminiu si a precipitatului.

$$E_{\delta'} = 106 \text{ GPa}; \quad E_{Al} = 68{,}9 \text{ GPa}$$

$$E_M = (E_{Al} + 1{,}22 \text{ GPa/\% greut. Li}) \quad (2)$$

Rezistenta mecanica are valori între 430-530 MPa.

Tabelul 4

Proprietatile mecanice ale aliajelor Al - Li - Cu
Mechanical properties of the Al - Li - Cu alloys system grades

Firma prod.	Marca aliaj	Starea de livrare	R_m, MPa	MPa	A_5, %	D, g/cm^3
	8090A (Alitalite A)	-	476	400	9	2,55
	8090A (Alitalite B)	T_8	569	530	7,9	
		T_8	563	512	5,2	2,59
ALCOA		T_6	472	416	1	
	8192 (Alitalite C)	T_{6x}	442	313	5	2,52
	8092 (Alitalite D)	-	488	406	7,5	2,55
		T_{651}	495	450	6	
	8090 (Lital A)	T_6	455	365	4	2,54
		T_8	485	415	4	
		T_{651}	565	530	5	
ALCAN	8091 (Lital B)	T_6	480	390	4,5	2,55
		T_8	505	440	4,5	
		T_{3x51}	470	395	6	2,54
	8090 (Lital C)		430	360	5	
	8090 (CP 271)	T_{851}	500	455	7	2,54
Pechiney	2091 (CP 274)	T_{851}	455	340	11	2,58
		T_8	445	330	17	
	CP 276	T_{851}	605	595	7	2,58
ALCOA	2020	T_6	579	531	3	2,73
	2024	T_3	0	350	16	2,77
	7075	T_6	570	510	13	2,80

Alungirea de la 5-17%.
Duritatea 130-180 HV.

În tabelul 4 sunt prezentate proprietatile mecanice cele mai importante ale celor mai importante marci.

Proprietatile tehnologice de turnare

În general aliajele AlLi au caracteristici bune de turnare:

fluiditatea aliajelor Al-Li-Cu este foarte buna, lungimea probei spirala L = 800 mm (asemanator siluminurilor). O caracteristica a acestor aliaje este aceea ca se obtine o fluditate buna la supraîncalziri ridicate;

contractia acestor aliaje este mai mare decât a siluminurilor, deci o tendinta ridicata de formare a crapaturilor. Litiul face parte din categoria metalelor care îsi maresc volumul la solidificare. Contractia volumica la aceste aliaje este între 4- 11%, deci mult mai mare decât la aliajele conventionale de aluminiu pentru turnatorie;

volumul de retasura este între 9-17 cm^3 (5)

Sudabilitatea

Asemanator aliajelor de aluminiu si pentru aliajele Al-Li-Cu se recomanda procedeele de sudare W.I.G. fie manuale fie mecanice, ca materiale de adaos S-AlMg4, 5Mn, S-AlLiCu. Sudarea se poate realiza la rece sau la cald. Rezistenta mecanica medie a cusaturii de sudura este de la 213 la 326 N/mm^2. Marca de aliaj 2090-T8 cu 2,0% greut. Li, 2,85% greut. Cu, este una din cele mai utilizate în sudura. Cea mai mare dificultate la sudarea acestor aliaje este tendinta ridicata de formare a porozitatilor. Din familia aliajelor Al-Li, sistemul Al-Li-Cu este cel mai recomandat în industria constructoare de masini.

De asemenea se recomanda si celelalte procedee de sudare cum ar fi: MIG, MAG, sudarea electrica cu arc, sudarea cu fascicul de electroni, sudarea cu fascicul laser. Pentru sudare se recomanda ca aliajele sa fie în starea T_4, T_6, T_8 - calite si îmbatrânite.

Concluzii

Sistemul de aliaje are o mare aplicabilitate în industria constructoare de masini. Proprietati tehnologice de turnare foarte bune, sudabilitate, plasticitate, fiind recunoscute pe plan international ca aliaje superplastice.

Ultimele rachete sunt realizate cu carcasa pe baza de aluminiu- litiu.

BIBLIOGRAFIE

[1] **Baumann S.F., Williams D.B.:** *Experimental Observations on the Nucleation and Growth of o' (Al_3Li) in Dilute Al-Li Alloys*. In: Metallurgical Transactions, vol.16A, july 1985, p.1203-1211

[2] **Chen S.W., Chuang Y.Y.:** *Calculation of Phase Diagrams and Solidification Paths of Al-Rich Al-Li-Cu Alloys*. În: Metallurgical Transactions, vol.22A, dec.1991, p.2837-2848

[3] **Chen S.W., Jan C.H.:** *Phase Equilibria of the Al-Li Binary System*. În: Metallurgical Transactions A, noe.1989, p.2247-2258

[4] **Ilyushenko R.V.:** *Weldability of Comercial Aluminium-lithium Alloys*. În: Aluminium, vol.69, 1993, no.4, p.364-370

[5] **Moldovan P., Mihaela Pana:** *Evolutia si starea actuala a diagramelor de echilibru pentru aliajele de aluminiu cu continut de litiu*. În: Metalurgia, 1992, nr.11-12, p.14

[6] **Moldovan P., Pana Mihaela:** *Proprietatile tehnologice ale aliajelor aluminiu-litiu*. În: Metalurgia, 1994, nr.9, p.15

[7] **Pana Mihaela:** *Utilizarea aliajelor aluminiu-litiu în industria constructoare de masini*. În: Constructia de masini, 1993, (45), nr.1-2, p.17

[8] **Pana Mihaela, Moldovan P., Gabriela Popescu:** *Aluminium- Lithium-Copper System Alloys, Conferinta Internationala Stiinta si Ingineria Materialelor*, Iasi 15-17 noiembrie 1994

[9] **Moldovan P., Pana Mihaela:** *Proprietatile tehnologice de turnare ale aliajelor aluminiu-litiu*. În: Revista Metalurgia, 1995, nr.3, p.18

[10] **Mihaela Pana:** *Superlight Alloys on the Basis Aluminium Lithium*. Junior-Euromat Conference, 24-28 august, Lausanne, Elvetia

[11] **Mihaela Pana, Ghica Valeriu:** *Aliaje pe baza de aluminiu- litiu*. Simpozionul National de Metalurgie, 12-14 ianuarie 1993, Bucuresti

[12] **Uno T., Hirano S.:** *Recent R&D of Aluminium Alloys for Aircraft Applications. Part 1. Aluminium-Lithium Alloys*. In: Sumitomo Light Metal Technical reports, 1988, ian., p.47

REVISTA REVISTELOR

MPT, Germania, 1994, nr.3

- *Economia mondiala spre mai bine p.42*
- *Probleme de calitate în turnarea în forma aproape finita p.46*
- *Rate mari de injectie a carbunelui în furnal p.58*
- *Cresterea eficientei în elaborarea otelului electric p.66*
- *Automatizarea sistematica a cuptorului oala p.74*
- *Conducerea si controlul asistat de calculator al procesului VOD p.82*
- *Aplicarea unui sistem de turnare automata la masina de turnare continua nr.3 a blumurilor la CSC p.88*
- *Performantele instalatiei CSP a firmei Nucor de la Hickman si viitoarea ei extindere p.98*

STABILIREA VARIANTELOR TEHNOLOGICE DE ELABORARE SI TURNARE A OTELURILOR MANGANOASE TIP HADFIELD *

Ing. Marcel Dobre - sef birou tehnic - C.S. SIDEX S.A. Galati
Ing. Constantin Abrasu, ing. Stefan Stan - S.C. I.C.E.M. S.A. Bucuresti

C.Z.: 669.1

Generalitati

Compozitia chimica a otelului

Otelul Hadfield are urmatoarea compozitie chimica:

C = 0,8 - 1,3%
Mn = 11,0 - 14,0%
Si = max 0,5%
S max 0,03%
P max 0,03%

pentru laminarea în table groase. Otelul destinat trefilarii în sârma pentru electrozi de sudura mai contin 3, - 3,5% Ni.

Caracteristici si destinatie

În stare calita otelul are o structura austenitica cu proprietati ridicate de tenacitate si rezistenta. Otelul se durifica puternic prin deformare la rece (transformarea instantanee fara difuzie a austenitei în martensita) obtinându-se proprietati excelente la uzura abraziva si socuri mecanice. La frecari fara presiune, proprietatile la uzura sunt practic nule.

Se utilizeaza la construirea falcilor si bilelor pentru concasoare, mori, la confectionarea sitelor din instalatiile de sortare, a caselor de bani, ace de cale ferata, cupe de excavator etc. Se foloseste în produse finite turnate, bare, sârma, roti, placi, table etc.

Puncte critice

Valoarea punctelor critice functie de continutul de carbon se prezinta în figura nr. 1.

Transformarea izoterma a austenitei în otelul cu 13,0% Mn la 370^0 C începe dupa cca 48 ore, iar la 260^0 C începe precipitarea carburilor. Transformari de faza fara deformatie practic nu au loc.

Deformarea la cald

Intervalul de deformare la cald este cuprins între 1200 - 900^{0}C. Incalzirea în vederea deformarii trebuie sa fie lenta pentru prevenirea fisurilor, datorita conductibilitatii mici si coeficientului mare de dilatare a

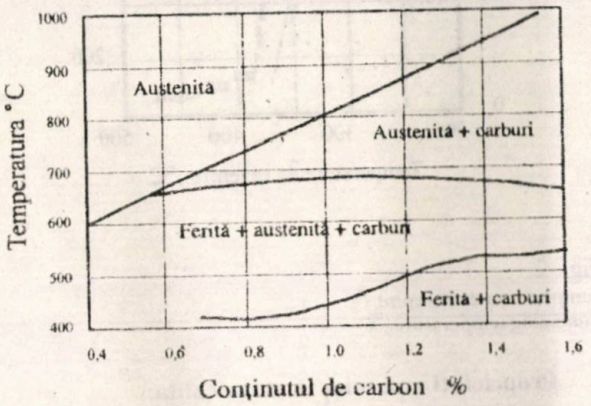


Fig. 1
Continutul de carbon, %
C content, %

otelului. Racirea dupa deformare se efectueaza cu viteze normale.

Proprietati tehnologice

Otelul se prelucreaza foarte greu prin aschiere numai cu scule ceramice. Prelucrabilitatea la rece poate fi îmbunatatita prin aplicarea unui tratament termic de sorbitizare la 600-650^{0}C. Sudabilitatea electrica si autogena este foarte scazuta, la fel si deformarea la rece.

Proprietati fizice

- Densitatea 7,9 kg/dm^3
- Temperatura: - liquidus 140^0 C
  - solidus 1343^0 C
- Caldura specifica: 50 j/kg.k la 294^0 K (21^0 C)
- Conductibilitatea termica la 20^0 C 0,134j/cms ^{0}C
- Coeficient de dilatare liniara, %:
  - 20-100^{0}C.....16x10^{-4}
  - 20-300^0 C.....17,5x10^{-4}
  - 20-400^{0}C.....18,0x10^{-4}

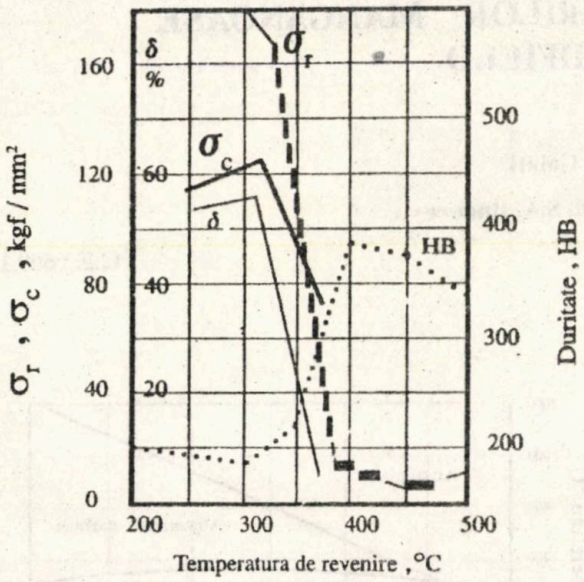


Fig. 2
Temperatura de revenire, ^{0}C
Annealing temperature, ^{0}C

Proprietati mecanice în stare calita:

- Rezistenta la rupere Rm (kgf/mm^2) = 80-100
- Limita de curgere Rp0,2 (kgf/mm^2) = 34-40
- Alungire, A5(%) = 40-50
- Strictiune Ψ (%)) = 35-45

Durificarea otelului este foarte ridicata; o deformare la rece produce cresterea duritatii de la 170-200 HB la 450-550 HB.

Proprietati mecanice în functie de temperatura de revenire

Efectuarea revenirii la 400-500^{0}C provoaca precipitarea carburilor care conduce la cresterea

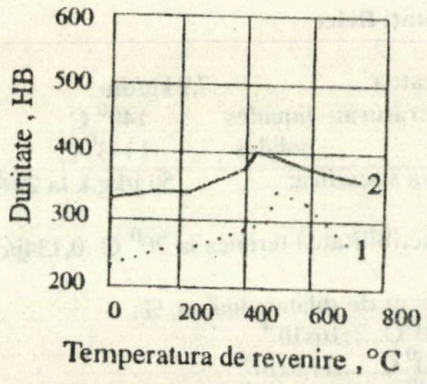


Fig. 3
Temperatura de revenire, ^{0}C
Annealing temperature, ^{0}C

Tabelul 1

Temperatura de încercare, °C	σ_r, kgf/mm²	σ_c, kgf/mm²	δ, %	Ψ
+ 100	15	43	55	35
+ 23	105	35	48	35
- 29	105	50	37,5	30
- 110	98	52	25	23
- 148	92	7	12	11
- 196	90 - 92	85	4	3 - 5

duritatii. În figura nr. 2 se prezinta dependenta proprietatilor mecanice functie de temperatura de revenire.

Duritatea otelului deformat la rece se pastreaza ridicata si dupa efectuarea tratamentului termic de revenire. In figura 3 se prezinta aceste dependente.

Criterii privind stabilirea variantelor tehnologice de elaborare si turnare a otelurilor manganoase tip Hadfield

Elaborarea si turnarea otelului

Criteriul de baza privind elaborarea si turnarea otelului consta în asigurarea continutului de 0,6-1,3% carbon, 11-14% mangan si în special sa nu depaseasca cantitatea de fosfor prescrisa. In acest sens este necesara utilizarea unor prealiaje cu continuturi mici de fosfor (max. 0,15%), care cumulat cu cel rezultat la topire sa aduca în baie max. 0,025% fosfor.

Variante	Denumier feroaliaje	Cantitate, kg	Continut de fosfor	
			pe feroaliaj	sarja*
1	Mn metalic (0,01%P; 99,5%Mn)	7500	0,012	0.013
	FeSiMn (ma 0,2%P; 6,4%Mn)	1500	0,0050	
2	Mn metalic	4000	0,0007	0,025
	FeMn (max 0,15%P)	400	0,0100	
	FeSiMn (max 0,20%P)	2000	0,0070	

* $[\%P]_{top} \approx$ max. 0,007%

Utilizarea FeMn afânat ar aduce în baie un continut de fosfor de cca. 0,045% iar a celui standard de cca. 0,080% P.

Materialele refractare care vin în contact cu otelul lichid trebuie sa fie bazice sau superaluminoase si de foarte buna calitate.

Experimentari industriale

S-au elaborat si laminat în table trei sarje rezultând urmatoarea compozitie chimica:

Sarja	C	Mn	Si	P	S	Ni	Cr
427883	0,88	11,1	0,35	0,008	0,006	0,06	0,02
427840	0,87	11	0,25	0,03	0,014	0,07	0,12
427842	0,95	10,5	0,36	0,014	0,006	0,05	0,07

În stare lichida otelul are o fluiditate mare si din cauza conductibilitatii mici si a vitezei mari de cristalizare a austenitei, prezinta tendinte de transcristalizare.

Otelul se va turna în lingotiere cu raport mare al laturilor pentru o racire rapida.

Pentru încadrarea în continutul de fosfor prescris si realizarea unei puritati ridicate se propun doua variante de elaborare si aliere. Otelul va fi barbotat cu argon prin dop poros pe tot timpul evacuarii pâna la atingerea temperaturii de turnare sau vidat si aliat în instalatia VAD.

Prin laminarea sarjelor 170 t lingou, a rezultat 135 t brama cu un consum de 1278kg/t si 110 t tabla, consumul specific fiind de 1222kg/t.

Eficienta economica

Pentru stabilirea eficientei economice s-a întocmit o calculatie integrala a costurilor de productie în conditiile fabricatiei în cele doua variante, rezultând 825,7 $/t tabla (V1) si 765 $/t tabla (V2). Mentionam ca oferta firmei straine este de 985 $/t tabla.

REVISTA REVISTELOR

Giesserei - Praxis, *Germania, 1994, nr.1-2*

¤ *Actualitati Giesserei-Praxis*

- Informatii din industrie si economie, p. 2

¤ *Lucrari de specialitate*

- Ambos E., Bähr R., Sasse F.: *Cercetari asupra utilizarii manipulatoarelor în curatatoriile de otel, p.8*

- Fasoyinu F.A., Dion J.L., Sahoo M., Dave K.: *Cercetari comparative asupra proprietatilor mecanice la aliajele pe baza de cupru la turnarea în cochila dupa ASTM si ISO, p.15*

»

¤ *Informatii*

- STAS-uri noi, p.33
- Impresii, p.34

CERCETARI PENTRU REALIZAREA UNEI INSTALATII DE MASURARE A GRADULUI DE REDUCERE LA LAMINAREA LA RECE A BENZILOR FINE

Ing. Petre Oane, Director stiintific
Ing. Mihai Sandru, sef laborator — **S. C. ICPPAM S. A. Galati**
Iing. Petre Chiculita, cercetator stiintific
Ing. Radu Chiculita — **C. S. SIDEX S. A. Galati**

C.Z.: 669.1

Lucrarea îsi propune realizarea, testarea si punerea în functiune a unei instalatii de masurare a gradului de reducere la laminarea la rece, a benzilor fine.

Laminarea la rece a benzilor

O mare pondere din productia de banda laminata la rece o detin si benzile subtiri si foarte subtiri din oteluri moi nealiate.

La laminarea la rece, o pondere însemnata în procesul de deformare o are întinderea benzii, în care caz, grosimea materialului este diminuata, rezultând o crestere a lungimii produsului fara variatii semnificative ale latimii.

Teoria dislocatiilor explica mecanismul deformarii materialului si efectele acesteia concretizate prin modificari accentuate ale proprietatilor fizico-mecanice si structurale caracteristice fenomenului numit ecruisare.

La baza teoriei dislocatiilor sta conceptul potrivit caruia deformarea materialului este favorizata prin migrarea "golurilor" numite dislocatii din reteaua cristalina de-a lungul planurilor retelei.

Prin deformare rezulta simultan noi dislocatii. Dat fiind faptul ca dislocatiile se blocheaza reciproc pe masura cresterii densitatii lor, mobilitatea acestora se diminueaza necesitând tensiuni tot mai mari pentru deformare. Apare astfel fenomenul de durificare.

Simultan cu deformarea la rece se produce o crestere a rezistentei la tractiune si a limitei de curgere, în timp ce alungirea si deformabilitatea înregistreaza scaderi din ce în ce mai mari.

Din cele expuse rezulta clar importanta cunoasterii cu precizie a gradului de deformare în procesul de laminare la rece a benzilor subtiri.

Descrierea aparatului de masurare a gradului de reducere la laminarea la rece a benzilor

Instalatia functioneaza pe principiul masurarii lungimii benzii, iar gradul de reducere se determina pe baza relatiei:

$$e = \frac{l_2 - l_1}{l_2} \cdot 100\ (\%) \qquad (1.1)$$

unde:
l_1, l_2 este lungimea benzii înainte si dupa laminare, mm.

Instalatia are în componenta ei doua traductoare încrementale de rotatie (TIRO 1000) T_1 si T_2, montate pe rolele de ghidare a benzii la intrarea si iesirea din caja de laminare.

In timpul functionarii, traductorul T_1, va da pentru lungimea l_1 a benzii, un numar de impulsuri:

$$N_1 = k \times l_1 \qquad (1.2)$$

k este constanta ce depinde de tipul de traductor.

Traductorul T_2 va da pentru lungimea l_2 a benzii un numar de impulsuri:

$$N_2 = k \times l_2 \qquad (1.3)$$

Înlocuind l_1 si l_2 din relatia (1.2) si (1.3) în relatia (1.1) rezulta:

$$e = \frac{N_2 - N_1}{N_2} \cdot 100\ (\%) \qquad (1.4)$$

Din aceasta relatie rezulta principiul de determinare a gradului de reducere utilizat în cadrul instalatiei, respectiv:

- *se numara impulsurile N_1 si N_2 corespunzatoare lungimilor l_1 si l_2;*
- *se scade (N_2 - N_1);*
- *se raporteaza rezultatul la N_2;*
- *se înmulteste cu 10;*
- *se afiseaza rezultatul;*
- *se reia ciclul de determinare.*

Aparatul destinat masurarii gradului de reducere la laminarea la rece este compus din doua subansambluri principale si anume:

- *instalatia de masurare propriu-zisa;*

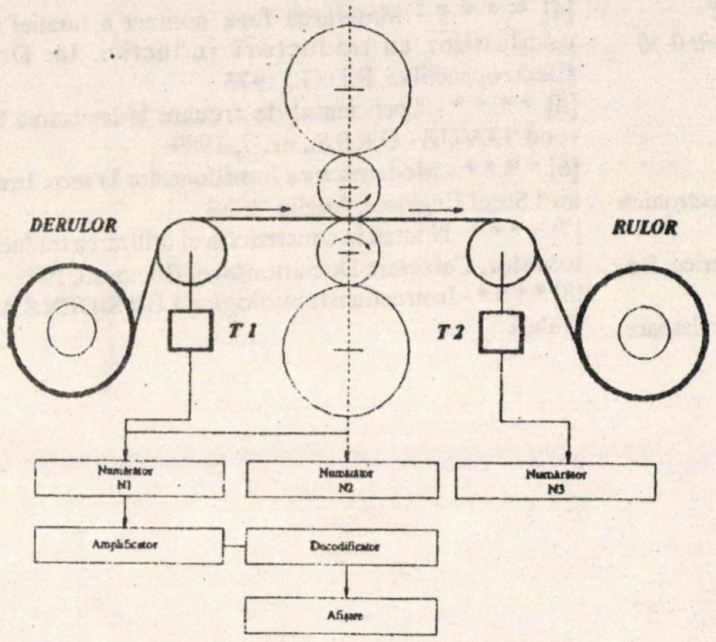


Fig. 1
Schema instalatiei de masurare a gradului de reducere la laminare la rece a benzilor fine
Measurement device scheme of the fine strips reduction degree at cold rolling

astfel încât o eroare de masura pe un ciclu de esantionare sa nu se propage si în ciclurile urmatoare.

Valoarea gradului de reducere calculata într-un ciclu este memorata si afisata printr-un registru tampon, astfel încât informatia sa fie stabila pe durata dintre doua calcule succesive.

Convertorul numeric-analogic asigura convertirea semnalelor numerice de 10 biti în semnale analogice de tensiune sau curent si transmiterea lor la un înregistrator de proces de tip analogic, care lucreaza în semnal unificat 0-10 mA. Convertorul numeric-analogic da posibilitatea înregistrarii semnalului masurat simultan cu afisarea numerica a acestuia.

Schema convertorului numeric-analogic este prezentata alaturat.

¤ *convertorul numeric-analogic.*

Schema bloc a instalatiei de masura propriu-zisa este data în figura 1.1.

În figura 1.2 este prezentat schematic modul de lucru al instalatiei.

Numaratorul 1, pornit sincron cu numaratorul 2, va numara în sens invers (0000,9999,....., 0001,0000) impulsurile furnizate de traductorul T_1, iar numaratorul 2 va numara direct (0000,00001,.....,9999,0000) impulsurile furnizate de traductorul T_2.

În momentul în care numaratorul 2 ajunge la 100000 iar numaratorul 1 se va afla la diferenta 100000 - N_1 (N_2 - N_1) care este memorata si afisata pâna la urmatoarea numaratoare.

În timpul experimentarilor industriale a rezultat ca datorita traseului lung dintre traductoare si echipamentul de masura apar o serie de perturbatii ce pot influenta precizia masuratorii.

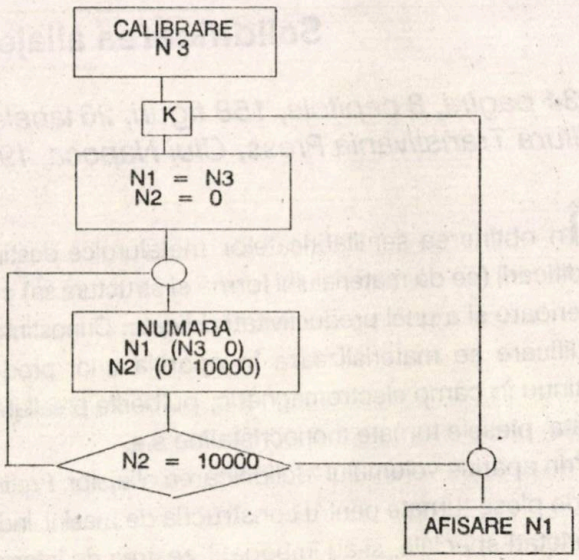
Pentru rejectarea perturbatiilor s-a ales solutia amplificarii locale a semnalului lânga fiecare traductor si transportul semnalului în gama 0-24 V c.c pe traseul de cable si refacerea semnalului TTL cu separarea galvanica în modulele de intrare.

Echipamentul are doua regimuri de lucru:

- calibrare;
- masurare.

Regimul de calibrare are rolul de a masura si memora diferenta dintre diametrele rolelor de ghidare si se efectueaza la punerea sub tensiune a aparatului. Numaratorul de calibrare masoara aceasta diferenta pe durata unei perioade de esantionare.

Regimul de masura realizeaza calculul gradului de dresare tinând cont de calibrare, în mod repetitiv,



Principalele caracteristici ale instalatiei de masurare a gradului de reducere sunt:

¤ *functionarea pe principiul masurarii diferentei de lungime;*

¤ *alimentarea cu energie de la retea 200V/50 Hz si 24 V c.c.;*

¤ *grosimea benzii: 0,3 - 3,00 mm;*

¤ *viteza benzii: max. 40m/s;*

¤ *eroare de masurare: ± 0,03%;*

¤ *afisare numerica;*

¤ *posibilitatea de înregistrare a marimii masurate în semnal analogic, domeniu 0-10 mA.*

BIBLIOGRAFIE

[1] **C. Radoi s.a.:** - Circuite si echipamente electronice industriale. Ed. Tehnica, Bucuresti, 1986
[2] **R. Magureanu:** - Masini si actionari electrice, Ed. Tehnica, Bucuresti, 1988
[3] **** - Documentatie tehnica pentru calculatoare de proces tip ECAROM
[4] **** - Masurarea fara contact a turatiei si oscilatiilor cu traductori inductivi. In: Der Electropractiker, R.D.G., 1973
[5] **** - Coeficientul de frecare la laminarea la rece. IZVUZ - U.R.S.S., nr. 7, 1989
[6] **** - Modernizarea laminoarelor la rece. Iron and Steel Engineer, Anglia, 1983
[7] **** - Noutati în constructia si utilizarea traductoarelor. Cercetare Documentare, Bucuresti, 1973
[8] **** - Instructiuni tehnologice LBR SIDEX S.A. Galati

RECENZIE

Soporan.V., Constantinescu.V., Crisan.M.

Solidificarea aliajelor, preliminarii teoretice

(334 pagini, 8 capitole, 158 figuri, 26 tabele, 367 surse bibliografice, 6000 lei), Editura Transilvania Press, Cluj Napoca, 1995.

În obtinerea semifabricatelor metalurgice destinate a fi prelucrate, realizarea corespunzatoare a solidificarii (ce da materialului forma si structura sa) constituie un factor esential în asigurarea unei calitati superioare si a unei productivitati ridicate. Cunostintele si reusitele din studiul fenomenelor care apar la solidificare se materializeaza în aparitia unor produse noi, mentionându-se: semifabricatele turnate continuu în câmp electromagnetic, pulberile prealiate, superaliate cu structura obtinuta prin solidificare dirijata, piesele turnate monocristaline s.a.

Prin aparitia volumului "Solidificarea aliajelor. Preliminarii teoretice", industria produselor metalurgice, cea de piese turnate pentru constructia de masini, industria constructiilor sudate si cea a materialelor cu proprietati speciale, si-au îmbogatit zestrea de informare tehnica printr-un util si valoros instrument de lucru, ce contribuie indubitabil la ridicarea nivelului de cunostinte în domeniu.

Acest prim volum face parte dintr-o lucrare vasta privind solidificarea aliajelor structurata în trei parti: preliminarii teoretice, modelarea la nivel macrostructural si aplicatii industriale ale solidificarii. In cele opt capitole, primul volum cuprinde problemele fundamentale legate de solidificarea aliajelor: problema starii solide si lichide; mecanismele microscopice ale solidificarii (interfata solid-lichid, germinarea, cresterea fazei solide la interfata lichid-solid, transferul de masa, transferul termic, aspectele morfologice si cinetice ale cresterii unui solid, mecanismele cresterii columnare si echiaxiale, evolutia fractiei solide); particularitatile solidificarii aliajelor la scara macroscopica (cu mentionarea factorilor metalurgici de influenta).

În ordine, capitolele volumului întâi mai cuprind: segregatiile în produsele metalurgice, procesele de contractie în aliajele turnate, tensiunile, microporozitatile si fisurile interne si transmiterea caldurii în timpul procesului de solidificare în sistemul aliaj-elemente tehnologice.

Transferul termic la solidificarea aliajelor în prezenta elementelor tehnologice, constituie o baza de pregatire a modelarii procesului de solidificare ce va forma subiectul volumului doi al lucrarii.

Facând parte dintre putinele lucrari din România care trateaza problema solidificarii aliajelor, exclusiv si în ansamblu, specialistii din domeniul vast al stiintei materialelor (cadre didactice, ingineri, cercetatori, doctoranzi si studenti) au la dispozitie o noua si valoroasa documentare.

Cele 367 de referiri bibliografice, dintre care peste 45 semnate de autorii lucrarii, pun la dispozitia cititorilor o parte din literatura în domeniu, dovedind dificila sarcina de a cuprinde majoritatea aspectelor analizate.

Partea grafica ce contine 158 de figuri este sugestiva, unitara si îngrijit prezentata, fiind completata - în mod fericit - de cele 26 de tabele foarte utile prin cantitatea de informatii prezentata, notatiile folosite sunt sistematizate la sfârsitul lucrarii.

Prin adoptarea unui stil clar si concis, prin succesiunea logica a problemelor tratate, prin selectia atenta a aspectelor reprezentative din vasta bibliografie consultata, în elaborarea acestei lucrari si-au spus cuvântul bogata experienta didactica, competenta stiintifica si preocuparile în domeniu ale autorilor: conf. dr. ing. Vasile Soporan, prof. dr. ing. Victor Constantinescu si sef lucr. ing. Marius Crisan.

Sa multumim autorilor si tuturor celor care au contribuit la aparitia acestei lucrari!

Cluj Napoca, septembrie 1995

Conf. dr. ing. Mircea Bejan
Universitatea Tehnica din Cluj Napoca

REVISTA REVISTELOR

Giesserei - Praxis, *Germania, 1994, nr.3*

¤ *Giesserei-Praxis actual*

- Informatii din industrie si economie, p.36

¤ *Lucrari de specialitate*

- Beck G., Klein F.: *Determinarea completa a conditiilor termice la turnarea în cochila utilizând si neutilizând vid, p.42*

- Yamamoto N., Itamura M., Ueno T.: *Influenta turnarii sub presiune asupra prorpietatilor mecanice la aluminiu, p.52*

¤ *Informatii de specialitate*

Turnarea directa creste calitatea si indicele de scoatere la aluminiu, p.59
Noi STAS-uri, p.61
Impresii, p.35

ASPECTE ALE RUPERII ÎN ALIAJELE DURE SINTERIZATE DIN SISTEMUL WC- Co

Ing.Ruxandra Vidu, sef de lucrari, ing.Mihaela Pana - Universitatea "Politehnica" Bucuresti

C.Z.:621.74

Contribuiile aduse teoriei ruperii în aliajele bifazice si în cele durificabile prin dispersie au dus la o mai buna întelegere a mecanismului ruperii [1]-[4]. In domeniul aliajelor dure din carburi metalice sinterizate, cercetarile au fost îndreptate în special asupra sistemului WC-Co.

Realizate prin tehnici specifice metalurgiei pulberii, aliajele WC-Co, fata de alte aliaje dure sinterizate din carburi metalice, rezolva cel mai bine problema relatiei duritate-tenacitate în conditii de maxima uzare în exploatare. In principiu, aliajele comerciale din sistemul WC-Co contin, daca continutul în carbon este mentinut în domeniul impus, doar WC (faza α) si 5-20% solutie solida de carbon si wolfram în cobalt (faza β). În aceste materiale, faza ductila fiind constituentul minoritar, complica oarecum comportarea la deformare si rupere.

Aspectul ruperii în aceste materiale obtinute prin sinterizare cu faza lichida ilustreaza influenta structurii asupra proprietatilor. Daca macroscopic, ruperea are un aspect de rupere fragila, fara a se observa nici o deformare a epruvetei înainte de rupere, la nivel microscopic, ruperea este asociata unei deformari plastice, chiar daca aceasta este foarte mica. În ceea ce priveste modul de propagare al fisurii, ruperea se poate produce prin oricare din cele patru moduri schitate în figura 1, respectiv prin grauntele de carbura (1), prin faza β (2), pe la limita WC/WC (3) sau WC/β (4).

În general, propagarea ruperii prin interiorul grauntilor de WC este dificila, zonele cu legaturi mai slabe fiind limitele WC/WC si WC/β. În principiu, pentru ca aliajul sa prezinte o buna rezistenta la rupere, trebuie ca interfetele WC/β sa fie puternice, lipsite de pori, precipitate, impuritati sau produsi de reactie [5]-[11].

În aliajele dure din sistemul WC-Co, datorita aspectelor structurale particulare, caracterizate prin parametrii structurali dependenti în principal de compozitia aliajului (prin fractia de volum a fazei β), ruperea poate prezenta mai multe aspecte caracteristice [12]. De exemplu, la aliajele dure ce contin pâna la 10% Co, deformarea plastica a fost observata doar la analiza microscopica, în timp ce la aliajele cu un continut mai mare de cobalt, deformarea a fost observata si macroscopic, pe curbele tensiune-deformare (fig.2). De asemenea, s-a observat ca deformarea

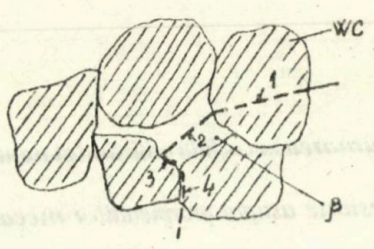


Fig. 1
Moduri posibile de rupere
Possible fracture patterns

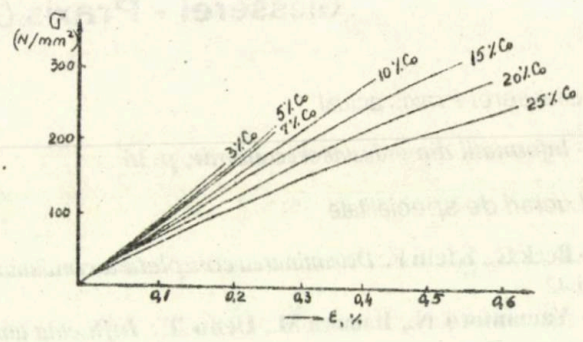


Fig. 2
Curbele tensiune - deformatie pentru diferite aliaje din sistemul WC - CO_2
Stress strain diagram for various WC - CO_2 system alloys

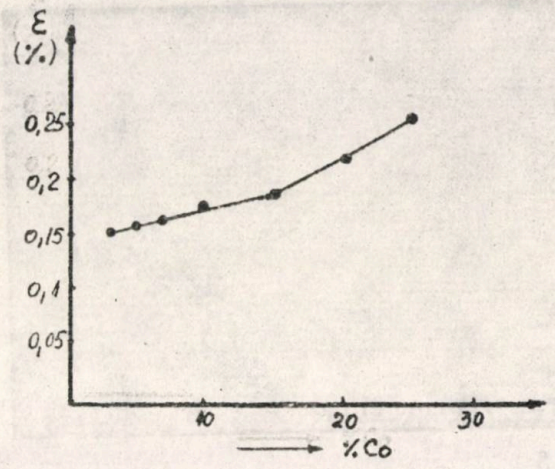


Fig. 3
Variatia deformatiei, la o tensiune aplicata de 133 N/mm^2, în functie de continutul de cobalt
Strain variation for a 133 N/mm^2 stress depending on Co content

plastica la o anumita tensiune aplicata variaza liniar cu continutul de cobalt, prezentând însa o schimbare de panta la aproximativ 15% Co (fig.3). Aceasta diferenta în comportarea la deformare a celor doua categorii de aliaje poate fi interpretata din punct de vedere microstructural, respectiv existenta unei structuri caracterizata printr-o contiguitate si conectivitate mare pentru aliajele cu mai putin de 15% Co si existenta unei structuri formate din cristale izolate de WC pentru aliajele cu mai mult de 15% Co.

Deformarea plastica a fost observata si pe suprafatele laterale ale epruvetelor supuse la rupere prin încovoiere (suprafete initial pregatite în vederea analizei microscopice) [12]-[13].

La aliajele cu mai putin de 10% Co, pe suprafetele laterale, s-au observat linii de alunecare doar în faza carbura, numarul grauntilor deformati crescând o data cu cresterea continutului de cobalt. In aliajele cu peste 10% Co, liniile de alunecare s-au observat în ambele faze. De asemenea, numarul grauntilor deformati creste o data cu cresterea continutului de cobalt, atingând un maxim pentru aliajele cu aproximativ 15% Co, iar pentru aliajele cu 25% Co, faza β apare mai deformata decât faza carbura. La aliajele cu peste 25% Co, linii de alunecare au fost observate doar în faza metalica.

În cazul existentei unei structuri caracterizata printr-o contiguitate mare a fazei carbura, cazul aliajelor cu continut mic de cobalt, la ruperea prin încovoiere a epruvetelor din aliaje dure, încarcarea este transmisa în special prin intermediul contactelor dintre graunti deoarece carbura de wolfram are modulul de elasticitate mult mai mare decât cobaltul. Astfel, încarcarea va fi transmisa fazei metalice doar dupa ce se produce deformarea prin alunecare a fazei carbura. Acest mecanism poate explica existenta unor gradienti de tensiune puternic localizati.

În cazul unei structuri caracterizata prin valori mici ale contiguitatii si conectivitatii fazei carbura (respectiv existenta unor graunti sau a unor aglomerari de graunti izolati în matricea metalica, cazul aliajelor cu continut mare de cobalt), încarcarea este transmisa chiar de la început prin ambele faze, însa faza β având o limita de curgere mica, începe prima sa se deformeze.

Aceste mecanisme explica, pe de o parte, deformarea observata în ambele faze în cazul aliajelor cu mai mult de 15% Co si cea observata doar în faza carbura la aliajele cu mai putin de 15% Co si, pe de alta parte, modificarea pantei de variatie a deformarii (la o anumita tensiune aplicata) la un continut de aproximativ 15% Co.

Un alt aspect interesant observat la analiza suprafetelor laterale ale epruvetelor a fost acela ca deformarea nu este uniforma în toata proba supusa la rupere prin încovoiere ci puternic localizata pe o zona foarte mica în vecinatatea suprafetei de rupere [14]. Astfel, s-a observat ca zona deformata se întinde pe o distanta de câtiva microni de la suprafata de rupere pentru aliajele cu mai putin de 15% Co, în timp ce la aliajele cu mai mult cobalt s-au observat linii de alunecare chiar si la câtiva milimetri departare de suprafata de rupere [15]. De asemenea, analiza suprafetei epruvetei pe partea supusa la întindere în timpul testului de rupere prin încovoiere releva aspecte caracteristice mecanismului ruperii în aceste aliaje, deoarece ruperea este initiata întotdeauna în zona supusa la întindere. Astfel, de-a lungul liniei de rupere, pe suprafata exterioara supusa la întindere a epruvetei, este posibil sa se observe regiuni foarte apropiate de zona de initiere a ruperii ca si regiuni aflate la o anumita distanta de aceasta. S-a observat ca deformarea plastica de-a lungul acestei linii pe suprafata laterala este cu atât mai puternica cu cât zona de initiere a fisurii este mai îndepartata de suprafata exterioara supusa la întindere.

Deformarea plastica prezinta însa un aspect discontinuu de-a lungul liniei de rupere, fiind puternic localizata pe mici zone care se continua cu zone nedeformate. Acest aspect a sugerat faptul ca deformarea plastica este initiata de o concentrare mare de tensiuni, zonele în care exista o concentrare mare de tensiuni par a fi punctele de contact dintre grauntii de WC, deoarece s-au observat uneori linii de alunecare doar la contactul dintre graunti, în regiunile în care nu s-a observat deformare plastica.

Daca la aliajele cu continut mare de cobalt, deformarea observata pe o distanta mai mare de la suprafata de rupere poate fi asociata cu o deformare plastica înainte de rupere [15], la aliajele cu putin cobalt, zona îngusta pe care s-a observat deformarea în grauntii de WC poate fi asociata cu un proces de propagare a ruperii [15] sau cu un proces de relaxare a tensiunilor dupa ce a avut loc ruperea [16]. Daca existenta unei deformari plastice înainte si în timpul ruperii a fost demonstrata de existenta unor aspecte

caracteristice observate pe suprafete laterale (respectiv: scaderea rapida a densitatii liniilor de alunecare o data cu cresterea distantei de la suprafata de rupere, existenta liniilor de alunecare la nivelul planului neutru, unde tensiunea aplicata este nula pâna în momentul initierii ruperii si de faptul ca plasticitatea, pe suprafata supusa la întindere, creste o data cu distanta de la originea initierii ruperii), existenta unei deformari plastice în timpul procesului de relaxare care are loc imediat dupa rupere este motivata de aparitia liniilor de alunecare pe suprafetele de rupere [17], care nu ar putea fi vizibile daca acestea s-ar fi format înainte de ruperea regiunii în care acestea apar.

Analiza suprafetei de rupere releva alte aspecte ale mecanismului prin care se produce ruperea în aliajele dure sinterizate din carburi metalice. Deformarea plastica care însoteste ruperea se observa si în suprafata de rupere, însa aspectul suprafetei de rupere nu prezinta variatii notabile cu continutul de cobalt. În grauntii de carbura se pot observa planele de clivaj în cazul unei propagari transgranulare iar în faza metalica apare, în general, sfâsiata, sub forma unei smulgeri cu aspect crestat pe margini.

Influenta structurii asupra mecanismului prin care se produce ruperea nu este ilustrata doar de parametrii structurali indusi de fractia de volum a fazei ductile care caracterizeaza relatia dintre faze, respectiv conectivitatea si contiguitatea, ci si marimea de graunte a fazei WC. De exemplu, s-a observat ca propagarea ruperii are loc preponderent transgranular pentru $d_{WC} \geq 2{,}5\ 3{,}5\ \mu m$ (3-25% Co) si intergranular pentru $d_{WC} \cong 2\mu m$ [14], [18], [19]. În general însa, se poate vorbi de o pondere a celor doua tipuri de propagare a ruperii, atâta timp cât, din punct de vedere microstructural, în aliajele dure sinterizate din carburi metalice exista o distributie a granulatiei imprimata atât de compozitia granulometrica a pulberii cât si de conditiile de procesare.

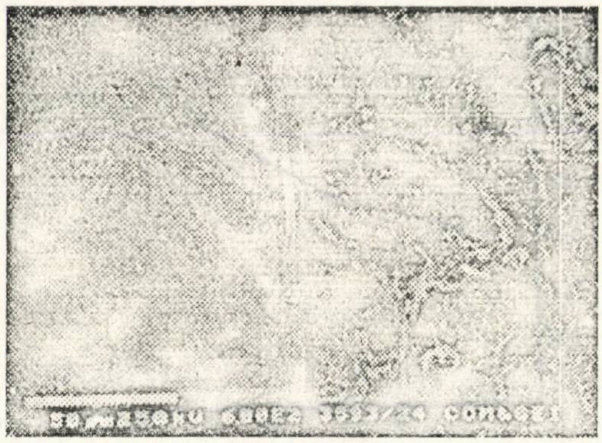


Fig. 5

Micrografie COMPO/SEI reprezentând zona în care s-a efectuat ruperea

COMPO/SEI micrograph, showing fracture initiation zone

Un aspect interesant al mecanismului ruperii a fost observat în aliajele cu structura defectuoasa (datorita unor conditii necorespunzatoare de procesare - omogenizare incorecta, suprasinterizare), respectiv la aparitia în structura a unor grauntі de dimensiuni extrem de mari. In figura 4, se observa ca ruperea are un aspect general intergranular, cu aspect rugos, la o dimensiune de graunte $d_{WC} \cong 1\mu m$. Aspectul prezentat de ruperea grauntelui mare ($d_{WC} \cong 1\ \mu m$) indica modul de propagare a ruperii de-a lungul planelor de alunecare.

În figura 5 se prezinta o zona de rupere care ofera o imagine sugestiva a regiunii care, analizând si dupa aspectul macroscopic, contine zona de initiere a fisurii (un por). Existenta unui aspect reliefat, cu multe vai adânci, sugereaza multiplicarea propagarii fisurilor pe mai multe directii. Vaile umbrite, observate în imaginea de compozitie, sugereaza

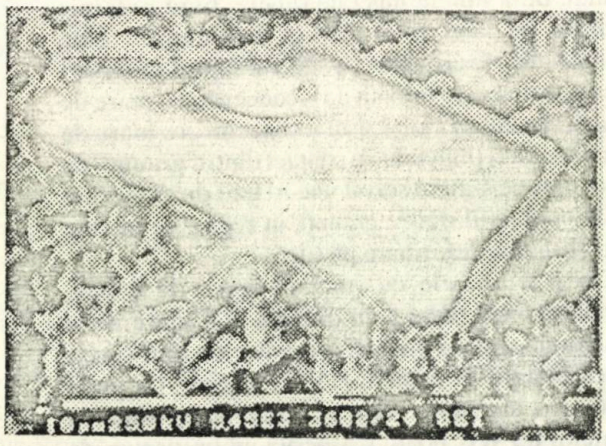


Fig. 4

Micrografie SEI reprezentând aspectul ruperii într-un aliaj WC - $12CO_2$

SEI micrograph, showing the fracture pattern of a WC - $12CO_2$ alloy

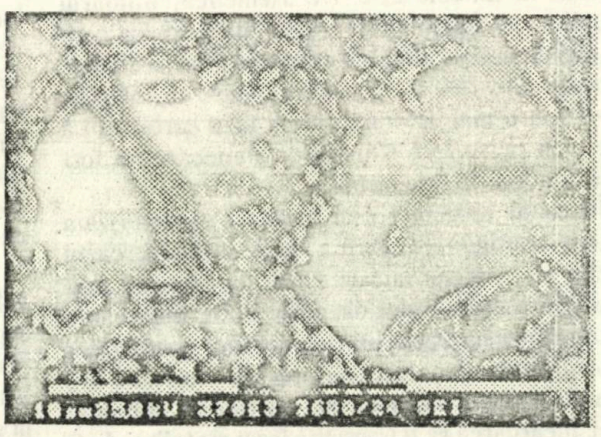


Fig. 6

Micrografie SEI reprezentând un alt aspect al ruperii observat pe câmpul analizat în figura 5

SEI micrograph showing an alternative fracture pattern , seen in figure 5 investigated field

propagarea fisurilor prin faza metalica. Acest aspect ar fi putut sa apara în doua moduri, respectiv:

a) zonele de rupere initiate local, având diferente mici de nivel fata de suprafata de separare, s-ar fi putut uni sub influenta tensiunilor exercitate local;

b) daca zonele de rupere localizate au fost blocate înainte de unirea acestora, ar fi trebuit sa fie incorporate într-o rupere majora, avansând de la origine spre exteriorul acestui câmp (al zonei de initiere a fisurii localizate).

Cel mai probabil este deci, ca traiectoria ruperii majore va avea un aspect de rupere rugoasa, oriunde aceasta intersecteaza regiunile cu fisuri localizate blocate.

Se pare deci, ca în acest caz, zonele de rupere localizate sunt blocate de anumite structuri care duc la disiparea energiei prin generarea unei microfisuri în alte directii (în zig-zag), pastrându-se însa directia radiala de propagare a ruperii.

În sprijinul acestor ipoteze vine si aspectul ruperii prezentat în figura 6, în care se poate observa ca fisurarea aglomerarii de graunti de WC (dreapta) a dus la disiparea energiei de rupere în material, astfel ca, tensiunile concentrate la nivelul grauntelui mare (stânga) nu au putut duce la ruperea lui.

Aspectele ruperii prezentate si analizate în functie de factorii structurali si compozitionali, pot constitui baza în întelegerea mecanismelor ruperii în aliaje dure din noua generatie, metalurgia pulberilor oferind largi posibilitati tehnologice de obtinere a materialelor cu structura complexa.

BIBLIOGRAFIE

[1] **Ansell G., Lenel F.:** Acta Met., 8 (1960), p.612
[2] **Ashby M.F.:** Phil.Mag., 21 (1970), p.339
[3] **Chermant J.L., Osterstock F.:** J.Mat.Sci., 11 (1976), p.1939
[4] **Lee H.C., Gurland J.:** Mat.Sci.Eng., 33 (1978), p.125
[5] **Edmonds D.V., Jones P.N.:** Metall.Trans., 10A (1979), p.289
[6] **Amberg S.:** Powder Met.Inter., 6 (1974), p.178
[7] **Luycks S.B.:** Acta Met., 23 (1975), p.109
[8] **Muddle B.C.:** Metall.Trans., 15A (1984), p.1089
[9] **Muddle B.C., Edmonds D.V.:** Metal Sci., 17 (1983), p.209
[10] **Churn K.S., Yoon D.N.:** Powder Met., 22 (1979), p.175
[11] **Ekbom L.:** Modern Developments in Powder Metallurgy, H.H.Hausner (ed.), Princenton, NY, 14 (1981), p.177
[12] **Nishimatsu C., Gurland J.:** Trans. ASM, 52 (1960), p.469
[13] **Parikh N.M.:** J.Amer.Ceram.Soc., 40 (1957), p.336
[14] **Luycks S.B.:** Acta Met., 16 (1968), p.535
[15] **Lo-Ching Chang J.:** J.Mech.Phys.Solids, 3 (1955), p.212
[16] **Petch N.J.:** Progr.Metal Phys., 5 (1954), p.1
[17] **Bartolucci S., Schlössin H.H.:** Acta Met., 14 (1966), p.337
[18] **Gurland J.:** Jernkont.Annlr., 147 (1963), p.4
[19] **Kreimer G.S., Alekseyeva N.A.:** Phys.Metals Metallogr., 13 (1962), nr.4, p.117

REVISTA REVISTELOR

Revue de Metalurgie, *Franta, 1994, nr.3*

- *Productia de cocs p.383*
- *Masurarea automata a petrografiei carbunelui prin analiza de imagine p.395*
- *Productia de aglomerat bogat în Fe din minereu de hematita p.405*
- *Interpretarea masuratorilor cu laser pentru functionarea fumalelor p.411*
- *Experiza vetrelor furnalelor Sollac p.421*
- *Functionarea furnalului 1 al firmei Kakogawa cu injectii mari de praf de carbune p.431*
- *Ultimile realizari în elaborarea în cuptoarele electrice cu oxigen (EOF) p.439*
- *Istoria turnarii continue (II) p.445*
- *Controlul automat al grosimii la laminoarele de tabla groasa p.465*
- *Curatirea alcalina a otelului laminat la rece înaintea recoacerii: studiu de parametri p.471*
- *Posibilitatile si specificul galvanizarii fontei p.479*
- *Efectul ciclului de încalzire si al vitezei de deformare asupra comportamentului mecanic la cald a otelului 100 CG p.489*

CONSIDERATII PRIVIND COMPORTAREA ÎN CONDITII DE FLUAJ A PRODUSELOR TUBULARE DIN OTEL Cr - Mo

Dr.ing. Emilian Mazilu, ing.Cristina Scortea, dr.ing.Sara Constantinescu - S.C. ICEM S.A. Bucuresti

C.Z.:669.24.28-194.56

Necesitatea realizarii de echipamente termoenergetice cu randament ridicat si costuri de investitii pe unitatea instalata redusa a impus cresterea parametrilor de functionare (temperatura-presiune), precum si proiectarea instalatiei pentru durate de utilizare mari.

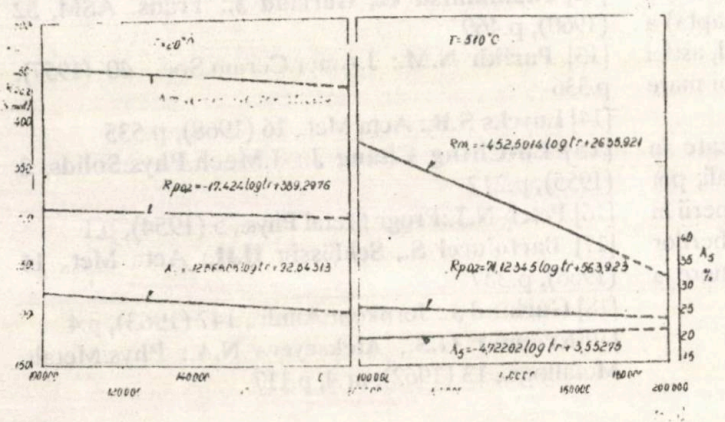


Fig. 1

Corelatia statistica dintre valorile rezistentei la rupere, limitei de curgere si alungirii la rupere ale materialului analizat si durata de utilizare

Static relation between UTS, PS and elongation values and the service life of the material

Datorita faptului ca otelurile destinate acestui domeniu au fost caracterizate relativ recent (în ultimii cca zece ani) în ceea ce priveste comportarea în conditii de fluaj pentru durata de 200000 ore si mai mult, sistemul de conducte aferente blocurilor termoenergetice s-a dimensionat pentru o durata de serviciu limitata, si anume 100000 ore de functionare la parametrii nominali ai instalatiei. Deoarece coeficientii de siguranta relativ mari sunt luati în calcul în tarile în care o pondere importanta din necesarul de energie electrica este realizat de centralele termoelectrice, s-au întreprins cercetari în vederea stabilirii capacitatii de rezistenta a otelului pentru conducte, dupa atingerea duratei de functionare proiectate, în vederea utilizarii acestora în continuare în conditii de siguranta.

În tara noastra cercetarile efectuate au fost materializate într- un program complex de analize si încercari, realizat pe tronsoane de probe preluate în mod periodic, din sistemul de conducte al agregatului termoenergetic. Modul de urmarire a functionarii, intervalele de preluare a tronsoanelor de proba si programul de analize si încercari care urmeaza a fi realizat sunt precizate în Instructiunile Tehnice ISCIR C 29.

Cercetarile urmaresc atât evidentierea proceselor si transformarilor care au avut loc în structura materialelor, conductelor, cât si dinamica proprietatilor de marca ale otelurilor dupa diferite durate de utilizare.

În lucrare este prezentata evolutia în timp a caracteristicilor structurale si mecanice ale unui otel Cr-Mo utilizat într-un sistem de conducte dintr-o centrala termoelectrica de putere medie. Cercetarile s-au efectuat pe tronsoane de teava preluate dupa cca 100000, 120000, 140000, 160000, 180000 ore de utilizare la temperatura de 510^0C si presiunea de 100 barr.

Rezultatele cercetarilor efectuate pe un numar relativ mare de tronsoane de proba au evidentiat variatii relativ scazute ale caracteristicilor de rezisten-

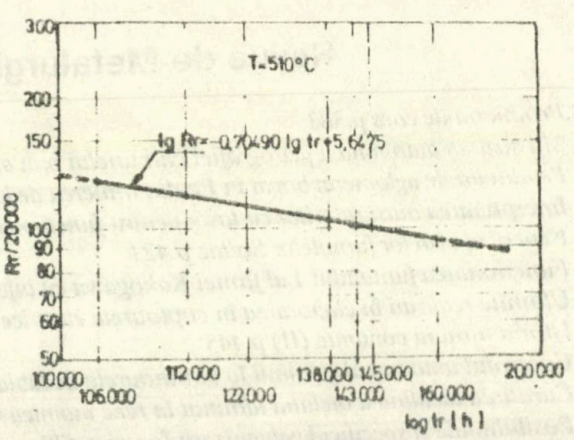


Fig. 2

Dinamica rezistentei la fluaj a otelului

Creep strength dynamics of the steel

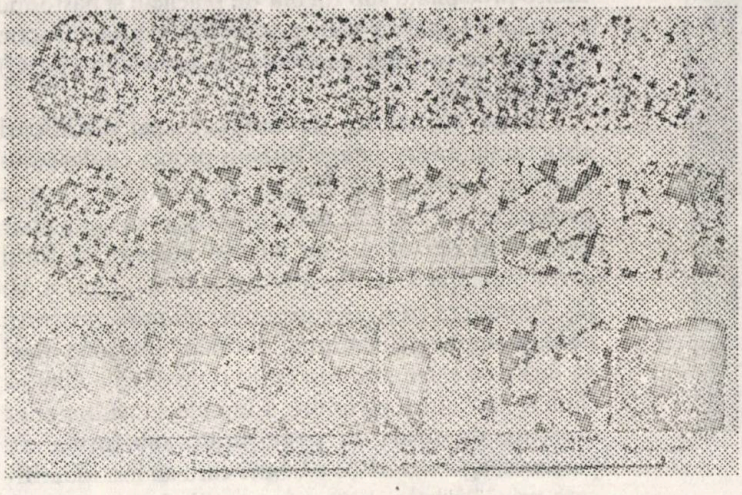


Fig. 3
Microstructurile probelor cu durate de utilizare diferite
Various life samples microstructures

cu cresterea duratei de utilizare este de asemenea relativ redusa.

Cunoscuta fiind corelatia structura-proprietati de rezistenta s-a încercat explicitarea reducerii rezistentei de durata a materialului prin evidentierea modificarilor structurale, care se produc în timpul utilizarii de lunga durata.

Analiza structurala a fost efectuata prin studiul la microscopul optic pâna la marirea de x 1000 si electronic (JET 9 100 c x) pe replici de extractie.

În figura 3 sunt prezentate modificarile structurale evidentiate la microscopul optic pe probe cu durate de utilizare diferite.

În stare de livrare, structura otelului este de tip feritoperlitic cu bainita în proportie redusa (cca 5%) (fig.4); grauntii de ferita se prezinta partial pe

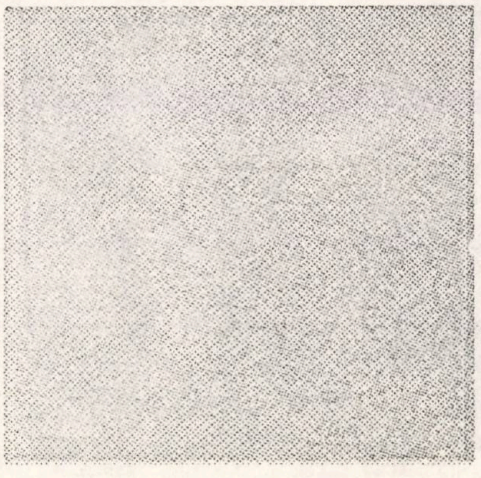
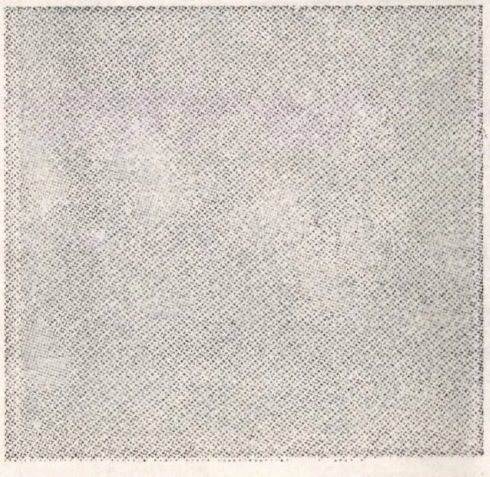


Fig. 4
Structura otelului în stare de livrare
Steel structure in delivery state

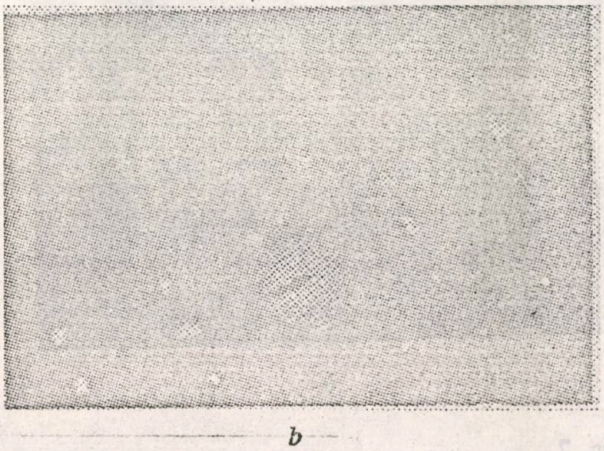
ta ($R_{po,2}$, R_m) si respectiv ductilitate (A_5) ale otelului, cu durata de utilizare. În figura 1 se prezinta corelatia statistica dintre valorile rezistentei la rupere, ale limitei de curgere si respectiv ale alungirii la rupere a materialului analizat si durata de utilizare. Determinarile s-au facut la + 20^{0}C si respectiv + 510^{0}C, temperatura nominala de functionare a agregatului.

La temperatura de 510^{0}C rezistenta la rupere a materialului prezinta o scadere ceva mai pronuntata (cca 75 N/mm^2) fara însa ca alungirea la rupere sa se modifice semnificativ, variatia acesteia fiind de ordinul 2%.

Dinamica rezistentei la fluaj a otelului calculata pentru o durata de utilizare a conductelor de 20000 ore peste durata avuta în momentul prelevarii tronsonului de proba, la temperatura de 510^{0}C se prezinta în figura 2. Scaderea în timp a rezistentei la fluaj o data



a



b

Fig. 5
a - limita de graunte cu precipitate de Fe3C; b - imagine de identificare Fe3C
a - Grain boundary with Fe3C segregation; b - Fe3C identificarion image

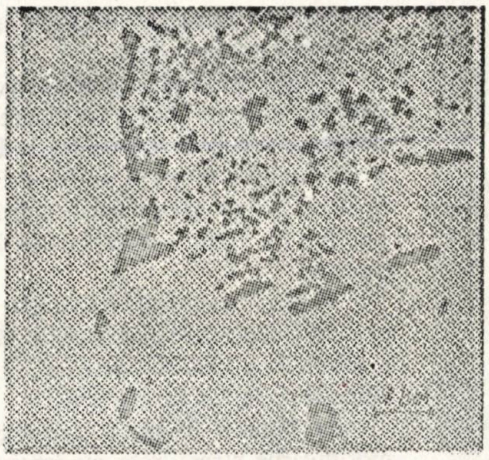
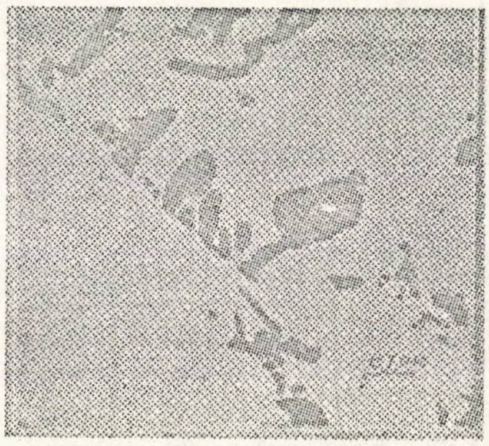


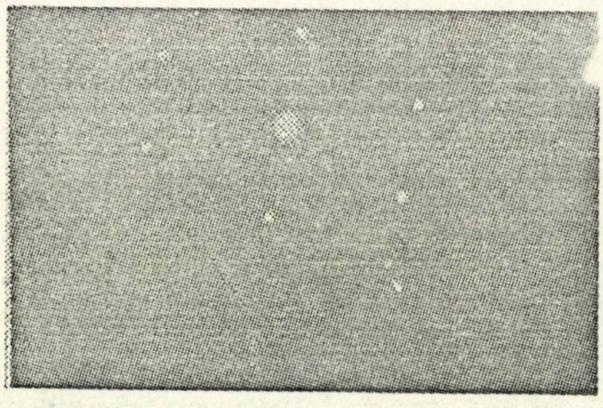
Fig. 6
Proba preluata din material cu 100000de ore de functionare
Sample cut off from a 100,000 hrs service life material

limite precipitate sub forma de plachete si bastoane neuniforme ca dimensiune, identificate prin difractie electronica ca fiind particule de cementita (Fe_3C) (fig.5 a, b) [2].

Dupa 100000 ore de utilizare apar modificari structurale evidentiate printr-un proces de descompunere a structurii (fig.6) si o intensificare a precipitarii pe limitele grauntilor de ferita unde apar aglomerari de carburi ce au fost indexate ca fiind carburi complexe de Fe si Mo (Fe_2MoC) (fig.7 a, b) [2]. Pe masura cresterii duratei de utilizare, procesul de descompunere continua, obtinându-se zone mari de ferita cu aglomerari de carburi de diferite dimensiuni si morfologii pe limite. Limitele grauntilor sunt marcate de siruri de precipitate sub forma de plachete, aglomerari de carburi care au fost identificate prin difractie electronica ca fiind carburi complexe de tip $(Cr, Fe)_7C_3$ (fig.8 a, b) [2].



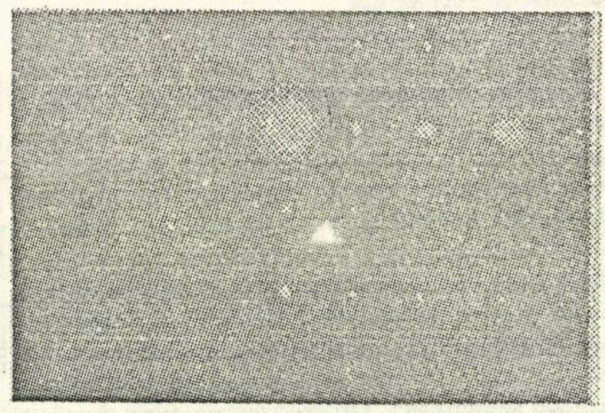
a



b

Fig. 7
a - limita de graunte cu precipitate de tip Fe_2MoC; b - imagine de identificare Fe_2MoC
a - Grain boundary with Fe_2MoC; b - Fe_2MoC identification image

a



b

Fig. 8
a - limita de graunte cu precipitate de tip $(CrFe)_7C_3$; b - imagine de identificare $(CrFe)_7C_3$
a - Grain boundary with $(CrFe)_7C_3$; b - $(CrFe)_7C_3$ identification image

Cercetarile efectuate au confirmat faptul ca structura materialului nu este stabila în timpul mentinerilor sub sarcina la temperaturi înalte. In substructura materialului au loc modificari care afecteaza atât natura compusilor precipitati din solutia solida cât si solutia solida însasi.

În concluzie, caracteristicile de material avute în vedere au permis o evidentiere a stadiului de evolutie a structurii si rezerva de rezistenta de care dispune materialul dupa durate diferite de utilizare în conditii de fluaj.

BIBLIOGRAFIE

[1] Vaclav Foldyna, Jaromir Sobotka: *Aspecte metalurgice de apreciere a tevilor din otel feritic pentru utilizarea de lunga durata în domeniul fluajului.* Hutnické listy, (1986), nr.11, p.798

[2] K.W.Andrews: Interpretation of Electron Diffraction Patterns, (1977), p.272

REVISTA REVISTELOR

Stahl und Eisen, *Germania, 1994, nr.4*

- Cresterea economica. Un rezultat al întâmplarii, sau o buna politica ?, p.31

- Retele neuronale artificiale si utilizarea lor în industria siderurgica, p.39 (Prezentata la Congresul Siderurgiei germane VDEh - 11 XI 1993 - Düsseldorf)

- Experienta utilizarii retelelor neuronale în automatizarea laminoarelor (Prezentata la Congresul Siderurgiei germane - VDEh - 11 XI 1993 - Düsseldorf), p.49

- Sistem necentralizat de conducere a proceselor pentru producerea rationala a otelurilor cu continut înalt de nichel, la Krupp VDM - Unna, p.55

- Modernizarea forjarii libere de la Sandvik A.B., p.61

- Cresterea cantitatii de carbune insuflat în furnal prin optimizarea lancii, p.69

- Stadiul actual al elaborarii otelului electric în Germania, p.75 (Prezentata la Congresul siderurgiei germane VDEh - 11 XI 1993 - Düsseldorf)

- Fierul vechi ca materie prima pentru elaborarea otelului (Prezentata la Congresul siderurgiei germane - 11 XI 1993 - Düsseldorf), p.83

- Forumul tehnologic international GIFA - METEC - THERMPROCESS Düsseldorf 15 - 22 VI 1994 Prezentarea expozantilor, p.93-167

- Situatia economica în landurile estgermane, p.169

- Organizarea întreprinderii ca factor principal al succesului, p.181

- Informatii asupra siderurgiei mondiale, p.14-26

- Informatii economice, p.172-179

- Congrese, Târguri, p.10-14

Stahl und Eisen, *Germania, 1994, nr. 5*

- Sansa de depasire a crizei din siderurgie trebuie sa fie studiata, p.31

- Comparatie între cuptoarele cu arc în curent continuu si în curent alternativ, p.37 (Prezentata la Congresul siderurgiei germane VDEh - 11 XI 1993 - Düsseldorf)

- Caracteristicile necesare ale electrozilor de grafit pentru cuptoarele cu arc în curent continuu, p.45 (Prezentata la Congresul siderurgiei germane VDEh - 11 XI 1993 - Düsseldorf)

- O noua instalatie de reglare la preîncalzitoarele de aer de la Klöckner Stahl Bremen, în scopul optimizarii procesului, p.51

- Materiale refractare pentru furnale si otelarie, p.61

- Controlul fierului vechi si a produselor finite, în privinta existentei componentilor radioactivi, p.69

- Un concept "Fuzzy" pentru conducerea operativa a procesului din otelarie, p.81 (Prezentata la Congresul siderurgiei germane - 11 XI 93 - Düsseldorf)

POSIBILITATI DE REUTILIZARE A DESEURILOR DIN SIDERURGIE

Dr.ing.Calin Dumitrescu, reprezentantul firmei Küttner în Bucuresti

C.Z.:669.1

Firma Küttner, cu multa experienta în domeniul siderurgiei si turnatoriei, s-a preocupat în ultimii ani de prelucrarea deseurilor din industria siderurgica. S-a urmarit evitarea haldarii acestora si refolosirea continutului de fier.

Prafurile asupra carora ne-am concentrat atentia sunt:

- *prafurile retinute în filtre si slamurile de la producerea fontei si a otelului, de la prelucrarea ulterioara a otelului pâna la produsul final, dupa cum urmeaza:*
- *prafurile de la filtre si slamuri de furnale înalte, otelarii si turnatorii, care vor fi prelucrate în viitor;*
- *tunderul uleiat;*
- *prafurile de la slefuiri si slamuri;*
- *fierul fin de la separarea zgurii.*

Aceste resturi vor necesita costuri în continua crestere pentru depozitare, desi dispunem de tehnologiile de prelucrare si reutilizare a resurselor pe care le contin.

Siderurgia a facut eforturi considerabile pentru reducerea emisiilor poluante.

Din industria siderurgica rezulta urmatoarele deseuri: 53% zgura de furnal; 17% zgura de otelarie; 9% prafuri si slamuri; 8% alte zguri; 5% moloz; 4% tunder; 4% diverse.

În prezent, mari cantitati de deseuri sunt prelucrate în instalatiile de sinterizare. Având în vedere înasprirea legilor privind protectia mediului, acest lucru va deveni mai greu, iar în viitor instalatiile de sinterizare vor trebui sa fie înzestrate cu filtre. In toata lumea conditiile de protectie a mediului se vor înaspri, iar firmele care nu se conformeaza vor fi obligate sa plateasca amenzi mari.

În aceste conditii în viitor trebuie depuse toate eforturile pentru prelucrarea si recircularea tuturor deseurilor, în acest scop fiind necesare noi tehnologii aplicabile în siderurgie. Consideram ca nu este necesara realizarea unor instalatii centrale de prelucrare care necesita costuri relativ ridicate de investitii si operare.

Exista deja un numar de procedee de prelucrare care sunt testate la nivel de laborator si semiindustrial.

În continuare, vom prezenta unele posibilitati aplicabile în siderurgie si turnatorii, tehnologii aplicate la nivel industrial.

În vederea detalierii acestor tehnologii, deseurile vor fi împartite în trei categorii:

1. prafuri care contin zinc si plumb; 2. prafuri curate; 3. tunder de laminor uleiat.

Pentru aceste trei grupe de materiale refolosibile exista urmatoarele procedee: 1. brichetarea la cald a prafurilor; 2. dezuleierea tunderului în aparate cu strat fluidizat; 3. sarjarea prafurilor, slamurilor si a fierului vechi nesortat în cubilouri; 4. introducerea în utilaje aplicând procedeul HTM (amestecator de turbulenta ridicata); 5. insuflarea prafurilor fine în furnal prin gurile de vânt. Aceste procedee se aplica în diverse domenii din turnatorii si siderurgie.

Brichetarea la cald a prafurilor

Acest procedeu a fost dezvoltat de firma Küttner de mai multi ani si este aplicat de firma Thyssen la otelaria Bruckhausen. Acolo se poate vedea cum, dupa uscarea cu gaze calde recuperate, praful captat în electrofiltre se bricheteaza în vederea prelucrarii. Un factor foarte important îl constituie separarea pe granulatii a prafului si brichetarea separata. Motivul acestei separari îl constituie diferentele în continutul chimic între praful grob si cel fin. Praful grob din otelarii contine în special fier metalic si ceva var. Praful fin consta în special din oxid de fier. Brichetele din praf grob se folosesc ca înlocuitor de fier vechi, iar brichetele din praf fin ca înlocuitor de minereu si pot fi deasemenea valorificate ca atare. Amestecarea celor doua categorii de prafuri duce la o reducere importanta a continutului de fier metalic si, implicit, la o reducerea a efectului scontat. Efectul economic considerabil îl aduc brichetele din praf grob. Având în vedere greutatile în obtinerea fierului vechi curat, brichetele realizate din praf grob pot fi valorificate la un pret bun. Brichetele din praf fin, continând în special Zn + Pb pot fi vândute fabricilor de zinc.

Dezuleierea tunderului de la valturi în strat fluidizat

În acest scop noi am dezvoltat acest procedeu cu strat fluidizat, care ofera doua posibilitati:

- în primul procedeu se îndeparteaza numai uleiul, iar tunderul curat se bricheteaza la cald fiind refolosit ca fier vechi;
- în al doilea caz tunderul se oxideaza, dupa care poate fi valorificat drept ingredient la instalatiile de limpezire sau pentru pigmenti.

În ambele cazuri se obtin produse cu valoare mare de întrebuintare ceea ce face sa se poata construi instalatii mari. Instalatia consta din urmatoarele unitati: 1. reactor cu strat fluidizat; 2. arzator; 3. separator de praf; 4. schimbator de caldura; 5. condensator elicoidal; 6. racitor de tunder; 7. depozit de tunder prelucrat; 8. circuit de nisip; 9. circuit de apa.

Se reliefeaza caracteristicile specifice ale procedeului cu strat fluidizat, cum sunt: circulatia buna a caldurii si a materialului; posibilitatea foarte buna de reglare a temperaturii; buna separare pe granulatii.

Introducerea prafurilor, slamurilor si fierului vechi nesortat în cubilouri

În cubilourile prevazute cu vânt cald exista posibilitatea de prelucrare împreuna a materialelor mentionate. In acest caz s-au propus doua posibilitati tehnologice diferite:

1. introducerea directa a acestor materiale;

2. prelucrarea prealabila, cu obtinerea de randamente mai bune si mai putina zgura.

Scopul prelucrarii în ambele cazuri consta în utilizarea continutului de fier la producerea fontei si în îndepartarea zincului si plumbului în gaze cu un câstig în metal curat. În general se poate introduce în ambele cazuri cca 10% material recirculat în fierul vechi.

Se pot construi cubilouri cu vânt cald pâna la capacitati de 100- 130 t/h. Acest sistem nu pune nici o problema, firma Küttner realizând curent asemenea utilaje. Este nevoie numai de o unitate, iar timpul necesar realizarii este de min. 3 saptamâni. In cazul unui astfel de cubilou se asigura completa purificare a gazelor emise.

Utilizarea procedeului HTM (amestecator cu turbulenta mare)

Acest procedeu este folosit de multi ani si a fost introdus în diferite ramuri ale industriei. Astfel, noi l-am folosit în turnatorii pentru desulfurare. Procedeul se remarca prin urmatoarele: amestecare buna datorita turbulentei ridicate; mod de lucru continuu; aplicarea principiului contracurentului; lipsa gazelor emise si, deci, ecologic; lucru sub presiune sau în vacuum; lipsa utilajelor în miscare; usurinta constructiei; posibilitatea introducerii prin sifon. Procedeul de prelucrare a prafurilor prin HTM se desfasoara dupa cum urmeaza:

Într-o baie metalica agitata în mod inductiv se prelucreaza prafurile care contin min. 65% FeO/Fe_2O_3 si 25% oxid de zinc, plus plumb, crom si nichel. Oxizii sunt redusi la metal de catre continutul de carbon din fier sau care se introduce. Zincul pleaca sub forma gazoasa si se recupereaza mai târziu ca oxid, prin amestecul cu CO sau cu aerul fals, tinând seama de marita afinitate a zincului fata de oxigen. Se obtine un oxid de zinc cu concentratie de 70%.

Celelalte metale grele trec în zgura iar plumbul poate fi separat.

Topitura de fier poate fi utilizata în otelarie, recuperându-se, practic, complet continutul de fier.

Insuflarea prafului fin în furnal prin gurile de vânt

Acest lucru se poate realiza într-un mod analog insuflarii prafului de carbune. In ceea ce priveste transportul pneumatic pâna la lance nu apare nici o problema cu uzura, datorita faptului ca procedeul Küttner de insuflare a carbunelui în furnal utilizeaza transportul pneumatic cu viteze scazute si încarcare mare. Se poate folosi o lance obisnuita sau lancea coaxiala, care introduce carbunele în amestec cu oxigenul. Bineînteles ca prafurile utilizate astfel nu trebuie sa contina zinc si plumb, care ar duce la probleme în furnal.

IMPORTANTA DETERMINARII REACTIVITATII COCSULUI SI A ALCALILOR DIN ÎNCARCATURA FURNALULUI

Ing.Nita Iancu, ing.Stefan Banu, ing.Paraschiv Nedelcu - Combinatul Siderurgic SIDEX S.A. Galati

C.Z.:669.162

ALCALII

PARTEA I

Producerea fontei în furnale de mare capacitate, cu sarcini mari de minereu pe tona de cocs, este conditionata de utilizarea cocsului de calitate superioara.

În aceste conditii evaluarea metalurgica a calitatii cocsului, numai dupa metodele clasice, a devenit insuficient de reprezentativa, fiind necesare si alte determinari suplimentare care sa simuleze mai îndeaproape solicitarile de natura mecanica si tehnica la care este expus cocsul în furnal la care se adauga atacul chimic cu CO_2, H_2O si alcali. Toate aceste solicitari au ca rezultat abraziunea, fractionarea bucatilor de cocs si disparitia unei parti importante din carbonul cocsului prin gazificare la atacul cu CO_2 si H_2O, reactii favorizate de prezenta alcalilor.

În cuva furnalului la temperaturi de 800-1000^{0}C între CO_2, H_2 si H_2O din gazul de furnal au loc reactiile endoterme:

$$CO_2 + C_{cocs} = 2\,CO \qquad (1)$$

$$CO_2 + H_2 = CO + H_2O \qquad (2)$$

$$H_2O + C_{cocs} = H_2 + CO_2 \qquad (3)$$

Prin dezvoltarea acestor reactii de gazificare se consuma 20-30% din carbonul cocsului, ceea ce determina cresterea porozitatii bucatilor de cocs, cu aparitia microfisurilor si fisurilor si ca urmare slabirea concomitenta a structurii bucatilor de cocs cu diminuarea apreciabila a rezistentei mecanice la cald, indicator care s-a dovedit relevant în aprecierea calitatii cocsului.

Cantitatea de carbon consumat cu CO_2 si H_2O depinde de parametrii gazului de furnal, de timpul de contact, dar si de rezistenta cocsului la atacul chimic si de cantitatea de alcali din încarcatura.

Gazificarea carbonului din cocs cu vaporii de apa devine posibila prin dezvoltarea reactiei (2). In intervalul de gazificare de 800-1000^{0}C viteza reactiei carbonului cu H_2O (3) este mai mare decât reactia cu

Cresterea carbonului gazificat prin accelerarea gazificarii cu H_2O scade aportul de substanta combustibila, ceea ce poate provoca deranjamente mari în echilibrul termic al furnalului. Asa se explica disparitia într-o mare masura a cocsului din încarcatura furnalului în urma racirii bruste a furnalului prin patrunderea accidentala a unor cantitati mari de apa în furnal.

Nivelul temperaturii unde începe degazarea cocsului este un parametru important care determina temperatura zonei termice de rezerva din furnal si, în consecinta, profilul termic si eficienta reducerii oxizilor din minereurile încarcaturii feroase.

În concordanta cu actualele cunostinte legate de existenta zonei coezive din furnal, reactivitatea marita a cocsului influenteaza negativ distributia temperaturii în furnal, atât în mod direct datorita faptului ca reactia cu CO_2 este endoterma, cât si în mod indirect prin influenta pe care o exercita modificarea permeabilitatii coloanei asupra circulatiei si repartitiei gazelor pe sectiunea furnalului, ca urmare a rezistentei mecanice mai scazute a cocsului dupa reactiile cu CO_2 si H_2O.

Deoarece consumul de cocs depinde într-o mare masura de capacitatea sa de reactie cu CO_2 si H_2O, este necesar ca o portiune cât mai mare din cuva sa aiba o temperatura suficient de joasa astfel ca CO_2 si H_2O sa nu fie redusi cu carbonul din cocs. Pentru aceasta cocsul trebuie sa fie cât mai putin reactiv, ceea ce determina ca nivelul zonei coezive sa fie cât mai coborât, în favoarea dezvoltarii reactiilor de reducere indirecta.

Reactivitatea cocsului este capacitatea sa de a reactiona cu CO_2 din gazul de furnal. Se masoara prin pierderea de greutate, exprimata în procente, din masa initiala a probei de cocs în timpul reactiei cu CO_2 la 1100^{0}C.

În anul 1992 cercetatorii de la ICPPAM au pus la punct o metoda noua, reprezentativa de determinare a reactivitatii cocsului la atacul cu CO_2 si de determinare a rezistentei reziduului ramas dupa atacul probei de cocs cu CO_2 (rezistenta la cald), metoda superioara celor existente.

Din determinarile zilnice efectuate începând cu anul 1993 s-a stabilit ca utilizarea cocsului cu reactivitati de max. 35-40% si cu o rezistenta mecanica a reziduului de min. 50-55%, confera o buna stabilitate

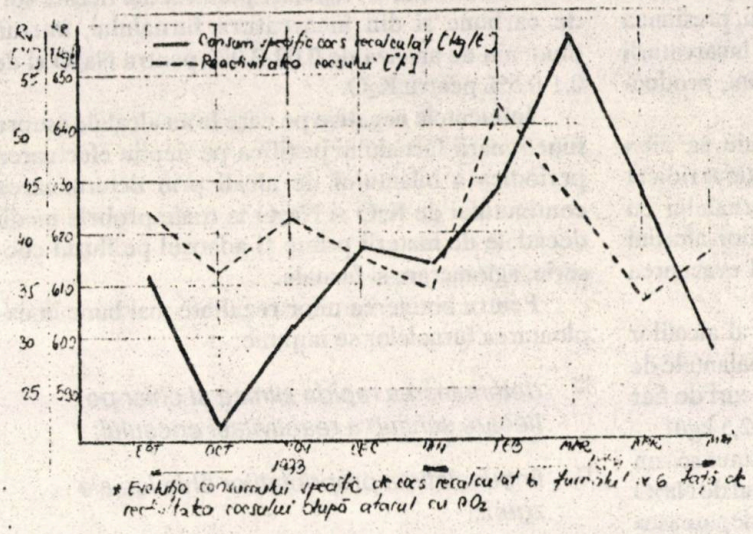


Fig. 1

în functionarea furnalului, asigurând un consum redus de cocs (fig.1).

Fara a pune la îndoiala semnificatia indicatorilor clasici de apreciere a calitatii cocsului, s-a constatat ca acesti noi indicatori suplimentari de calitate reprezinta cel mai obiectiv comportarea reala a cocsului în furnal, între acestia existând o corespondenta de proportionalitate. In multe cazuri pentru o rezistenta normala a cocsului la toba Micum, fara însa a se cunoaste din timp si reactivitatea nu de putine ori depasita, nu s-a putut stabili cauza reala a unor dereglari si deranjamente termice a furnalului si nici posibilitatea luarii unor masuri preventive de corectare în timp util a regimului termic.

Prin calcule statistico-matematice efectuate am stabilit urmatoarea relatie între reactivitatea cocsului (x) si consumul specific de cocs recalculat (y), $y = 3{,}419\,x + 375{,}5$.

Din aceasta relatie se poate deduce ca, cresterea reactivitatii cocsului cu 1% are ca rezultat marirea consumului de cocs recalculat 3,419 kg/t.

Valoarea coeficientului de corelatie $r = 0{,}393$ exprima legatura de corelatie liniara destul de puternica, dintre cele doua marimi, iar valoarea coeficientului determinatiei simple $d = 0{,}1545$, arata ca reactivitatea cocsului determina valoarea consumului specific de cocs în proportie de 15,45%, restul reprezentând influenta altor factori.

Cunoscând anticipat valoarea reactivitatii si a rezistentei la cald se poate estima evolutia regimului termic, respectiv consumul de cocs optim, astfel încât furnalul sa poata fi exploatat în siguranta cu rezerva termica minima pentru valori mai scazute ale siliciului de fonta si, ca urmare, cu un consum scazut de cocs.

Pentru scaderea reactivitatii cocsului sub 40% în scopul mentinerii rezistentei acestuia pe toata înaltimea furnalului în procesul de fabricare a cocsului pot fi luate o serie de masuri tehnice si anume:

- *renuntarea la aprovizionarea cu carbunii care au continuturi ridicate de cenusa si de alcali în cenusa;*
- *cresterea proportiei de carbuni de tip ASI + APD + SBC + U20;*
- *asigurarea unei compozitii granulometrice uniforme, cu reducerea umiditatii amestecului de carbuni;*
- *optimizarea regimului termic al cuptoarelor în limitele 1160-1310^{0}C cu încadrarea în curba de temperaturi, functie de volatila sarjei si perioada de cocsificare;*
- *scaderea duratei de cocsificare.*

Reactivitatea cocsului si rezistenta dupa atacul cu CO_2 (rezistenta la cald) caracterizeaza mai obiectiv valoarea metalurgica a cocsului decât numai rezistenta la toba Micum.

Degradarea cocsului în furnal are loc în cuva în urma gazificarii cu CO_2 si H_2O, proces favorizat de prezenta alcaliilor.

Evaluarea corecta a indicatorilor ce definesc calitatea cocsului prin determinarea reactivitatii, rezistentei la cald si a continutului de alcalii din încarcatura, pune la îndemâna furnalistilor informatii pretioase pentru conducerea eficienta si în siguranta a furnalului.

Pe baza valorilor reactivitatii si rezistentei dupa atacul cu CO_2, se poate îmbunatati tehnologia de fabricatie a cocsului si de elaborare a fontei, cu avantaje economice importante pe ansamblu cocserie-furnale.

Deoarece de valoarea acestor doi indicatori depinde într-o mare masura consumul specific de cocs, se impune un control riguros al reactivitatii cocsului si a limitarii intrarilor de alcalii în încarcatura furnalului.

Partea a II-a

Din cercetarile efectuate s-a constatat ca alcaliile din cenusa cocsului si din încarcatura furnalului au efecte nedorite din cauza intensificarii reactiilor de gazificare printr-un efect catalizator.

Nivelul maxim de acumulare al alcaliilor în furnal depinde în principal de calitatea materiilor prime, dar si de alti parametri ca: proprietatile zgurii, presiunea la gura de încarcare, viteza de trecere a încarcaturii prin furnal, viteza aerului la gurile de vânt, productivitatea.

La elaborarea fontei, zgura trebuie sa aiba fluiditate, bazicitate sub 1,22-1,20, un continut ridicat de Al_2O_3 si MgO. La functionarea furnalului cu presiune ridicata la gât, reducerea oxizilor alcalini devine tot mai dificila, favorizând astfel evacuarea acestora cu zgura.

Pentru diminuarea efectului negativ al alcalilor din furnal se impune în primul rând ca în balantele de carbuni cocsificabili si respectiv de minereuri de fier si adaosuri, alcaliile sa nu depaseasca 2,0-2,5 kg/tf.

Pentru obtinerea unui asemenea continut scazut de alcali în încarcatura furnalului, continutul de Na_2O + K_2O în sarje de aglomerat nu trebuie sa depaseasca 0,4 kg/t, respectiv 0,35 kg/t în amestecul de minereu omogenizat.

Prezenta alcalilor, în special potasiul, maresc viteza reactiei $CO_2 + C = 2CO$, deplasând începerea acesteia catre temperaturi mai joase. Drept rezultat, pragul de temperatura la gazificare scade de la valoarea clasica de 950^0C pâna la $750\text{-}850^0C$, înrautatind astfel reactivitatea si respectiv rezistenta cocsului.

Totodata, vaporii metalelor alcaline adera si condenseaza pe încarcatura din furnal si modifica temperatura de înmuiere a aglomeratului, favorizând formarea într-un interval larg de temperaturi a unei încarcaturi pastoase, cu coborârea temperaturii de înmuiere a aglomeratului, înrautatind astfel permeabilitatea coloanei si, ca urmare, eficienta functionarii furnalului.

Având în vedere toate aceste consecinte chiar în cazul unui cocs de calitate, continutul de alcali din cenusa si din încarcatura furnalului trebuie limitat la max. 2,0-2,5 kg/tf. In general cantitatea de alcali care intra în furnale este cuprinsa între 2- 4,5 kg/tf, din care componentii ferosi aduc cca 1,0-2,5 kg/tf, iar cocsul prin cenusa aduce 1-2 kg/tf.

O cantitate mare de alcalii creste consumul de cocs si datorita transferului mare de caldura catre nivelurile superioare ale furnalului. Unii cercetatori au stabilit ca prin micsorarea cu 1 kg alcalii/tf, consumul de cocs se va reduce cu 70 kg/tf.

Pe lânga favorizarea reactiilor de gazificare a cocsului, alcaliile acumulate în furnal peste 2,5-3,5 kg/tf, duc la uzura prematura a captuselii refractare a furnalului, a gurilor de vânt afectând chiar si randamentul electrofiltrelor clasice astfel ca pentru fiecare crestere cu 0,01% alcalii în încarcatura, continutul de praf în gazele epurate creste cu 10-20 mg/mc.

Pentru determinarea cantitatii de alcalii, Serv.Tehnica Nucleara din cadrul C.S. "SIDEX" a pus la punct metoda de analiza a materiilor prime prin activarea cu neutroni. Intr-un timp de 3-5 minute se determina sodiul si respectiv potasiul din fiecare sort de carbune si din încarcatura furnalului, într-un domeniu de analiza de 0,02-3,0% pentru Na_2O si de 0,1-0,5% pentru K_2O.

Influentele negative pe care le au alcaliile asupra functionarii furnalului justifica pe deplin efectuarea periodica a bilantului de alcali prin determinarea continutului de K_2O si Na_2O la toate probele medii decadale de materii prime si adaosul pe fluxul cocserie, aglomerare si furnale.

Pentru obtinerea unor rezultate mai bune în exploatarea furnalelor se impune:

- *determinarea rapida zilnica si chiar pe fiecare schimb a reactivitatii cocsului;*
- *îmbunatatirea proprietatilor chimice ale zgurii;*
- *luarea în considerare a continutului de alcalii la contractarea carbunilor cocsificabili si a minereurilor de fier cu impunerea unor limite restrictive;*
- *impunerea unor clauze restrictive referitoare la reactivitatea cocsului de max. 40% cu penalizari la pretul de cost pentru cantitatile ce depasesc aceasta limita;*
- *standardizarea metodei de determinare a reactivitatii cocsului si a metodei de analiza a alcalilor.*

Concluzii

Cunoscând continuturile de alcali din carbuni, minereuri de fier si adaosuri, se pot întocmi bilanturi prin care sa se limiteze sau chiar sa se suprime din balante sorturile ce majoreaza nejustificat cantitatea de alcali pe tona de fonta peste limita maxima admisa. Totodata, se pot lua si la furnal masuri de evacuare mai avansata a alcalilor din furnal cu ajutorul zgurii prin îmbunatatirea proprietatilor acesteia.

BIBLIOGRAFIE

[1] *** *Proprietatile cocsului*. În: Ironmaking Proceedings, 38, 1978, p.206

[2] **Nicolae D.**, s.a.: *Aprecieri asupra metodelor de determinare în laborator a reactivitatii cocsului metalurgic fata de bioxidul de carbon*. În: Metalurgia, nr.8, 1991, p.10

[3] **Tucher I.**, s.a.: *Cocsul de furnal si rezistenta acestuia la alcali*. Institutul de cercetari asupra carbunelui. Corporatia British Cool

[4] **Nat N.**: *Analiza chimica prin activare cu neutroni*. În: Revista trimestriala nr.9, 1994, C.S.G., p.38

CERCETARI PRIVIND ROLUL AZOTULUI ÎN OTEL

Ing. Gheorghe Chitu - S.C. ICEM S.A. Bucuresti

C.Z.: 669.1

Cercetarea prezenta a avut scopul de a contribui la elucidarea unor aspecte (controversate) privind influenta N_2 asupra calitatii otelurilor realizate în România.

Problema este deosebit de complexa, având în vedere ca acest gaz are efect favorabil (partial) în unele oteluri si negativ asupra caracteristicilor în altele.

Pentru acest considerent cercetarea, desi a urmarit rezolvarea unor lucruri concrete activitatii practice, a trebuit extinsa si sub aspect "fundamental", pentru a avea mai multa certitudine în concluziile care se vor desprinde.

Întrucât studiul nu este finalizat, se considera util a se relata care sunt rezultatele obtinute pâna în prezent si care pot contribui la ridicarea nivelului calitativ si al eficientei productiei, precum si la cresterea fiabilitatii produselor realizate din otel.

Provenienta N_2 în otel

Azotul este un gaz foarte raspândit în atmosfera (proportia în aer fiind de cca 78%), precum si în unele materiale.

Existând multe posibilitati de introducere a N_2 în otel, se vor prezenta sursele cele mai frecvente, grupate astfel:

- *atmosfera în care se lucreaza la elaborare, turnare s.a.;*
- *materialele utilizate în procesul de fabricatie (deseuri recuperabile, feroaliaje etc.);*
- *absorbtia la unele tratamente cu azot al otelului lichid (barbotare cu azot, insuflare de pulberi utilizând acest gaz ca agent purtator s.a.).*

Cea mai mare cantitate de N_2 se absoarbe în otelul lichid. Azotul poate difuza în otel si în stare solida, procedeu practicat în mod dirijat în cadrul tratamentelor termice.

Azotul din atmosfera agregatului de elaborare sau mentinere (cuptor, oala) la temperatura ridicata si contactul cu baia metalica se disociaza în atomi, care difuzeaza în otel cu viteza mare. Dupa topire transferul de N_2 din spatiul de lucru în baia metalica se realizeaza prin intermediul zgurii, dar cu o viteza mai mica.

Pentru a proteja metalul de pe vatra împotriva absorbtiei de N_2, care în jurul arcului electric se disociaza în cantitate mare în atomi si în aceasta stare are o viteza de penetratie foarte ridicata, se recomanda ca în încarcatura sa se introduca materialele necesare pentru formarea unei zguri timpurii, suficienta cantitativ si corespunzatoare calitativ. Prin zgura difuzia N_2 din atmosfera este mult redusa.

În tabelul 1 se prezinta continuturile de N_2 ale unor materiale si feroaliaje utilizate la elaborarea otelului.

Tabelul 1

Denumirea materialului	Continutul de N_2 (ppm)
Materiale feroase recuperabile	50 - 300
FeMn 75	200 - 500
FeMn afinat	cca 100
SiMn	100 - 400
FeSi 75	30 - 60
SiCa	100 - 300
FeCr cu C	100 - 280
FeCr afinat	cca 400
Cr metalic	cca 40
FeMo	cca 20
FeNb	150 - 200
Ni	28 - 30
FeTi 40	cca 80
FeV 40	100 - 200
FeV 80	100 - 800

Tabelul 1 (continuare)

Denumirea materialului	Continutul de N_2 (ppm)
FeW	80 - 90
Al	cca 10

Azotul este partial absorbit de catre otel si în perioada unor tratamente metalurgice în oala de turnare cum ar fi: barbotarea cu Ar (cca 2 ppm) sau cu N_2 (10 - 15 ppm), insuflarea de CaSi (20 - 40 ppm) s.a.

Formele sub care N_2 se afla în otel

Azotul retinut de catre otel se afla în stare atomica, moleculara si sub forma de combinatii cu alte elemente.

În stare atomica N_2 se dizolva în reteaua metalica formând solutii de interstitii.

Sub forma de gaz molecular se plaseaza în microcavitati iar în cazul unui continut ridicat de N_2 se formeaza sufluri (la care poate contribui si N_2) daca se depaseste limita de solubilitate în otel. Suflurile sunt prezente atât în lingouri, cât si în piesele turnate, amplasate periferic sau în întreaga masa, iar ca marime si numar, depind între ele de: cantitatea de N_2, H_2 (si CO) din otel, umiditatea oalelor, traseelor, ansamblelor si formelor de turnare etc.

În cazul otelurilor aliate cu N_2, pentru evitarea aparitiei de sufluri, se recomanda ca raportul Cr/N_2 sa fie cuprins între 70-100.

În ceea ce priveste combinatiile N_2 cu Fe si alte elemente din otel, acestea sunt multiple.

O parte din nitruri se formeaza direct din topitura metalica iar altele precipita dupa solidificare, în cursul racirii, ca rezultat al diferitelor tratamente termice sau termochimice.

Printre nitrurile care sunt prezentate în diverse oteluri se vor enumera:

AlN CrN FeN MnN MoN NbN SeN SiN TaN TiN VN ZrN WN
Cr_2N Fe_2N Mn_2N Mo_2N Nb_2N Si_2N_3 Ta_2N Ti_3N V_2N W_2N
Fe_3N Mn_3N Mo_3N Si_3N_4 V_3N
Fe_4N Mn_4N

Solubilitatea N_2 în otel

Dintre gazele care patrund mai frecvent în otel, unele sunt retinute de masa de baza ca: H_2, N_2, O_2, iar altele sunt insolubile (Ar, CO, CO_2).

Continutul de N_2 în otel este determinat de multi parametri, între care: analiza chimica, temperatura, presiunea, tehnologia practicata, domeniul de utilizare al produselor respective etc.

Solubilitatea N_2 în Fe, la temperatura de 1600^0C si presiunea de 760 Torr (1 barr) este de cca 400 ppm (0,04%)) iar la 0,1 Torr = cca 5 ppm.

În otelul topit la 1600^0C si 1 barr, în mod uzual, se dizolva 50 - 300 ppm N_2.

Pe procedee de elaborare si grupe mari de otel, continuturile de azot se situeaza, practic, între urmatoarele limite:

- Convertizor si cuptor Siemens - Martin bazic = cca 100 ppm

	Otel carbon si slab aliat	Otel mediu si înalt aliat
- Cuptor electric (cu arc):	UM = ppm	
* acid	50 - 100	100 - 150
* bazic	70 - 150	150 - 300
- Cuptor cu inductie în vid (CIV)	60 - 80	100 - 140
- CIV + REZ	cca 70	cca 150
- CIV + RAV	cca 40	cca 100

Elementele chimice (de aliere) au o mare influenta asupra solubilitatii N_2 în otel, în sensul favorizarii sau diminuarii astfel:

- Maresc solubilitati N_2 în otei (micsoreaza activitatea) urmatoarele elemente: V,Nb,Cr,Ta,Mn,Mo,Se,W,Al,Sb
- Micsoreaza solubilitatea (maresc activitatea) elementele: C,Si,Co,Ni,Cu,S,O_2,Sn

Continutul de N_2 în otel este mult influentat de temperatura si durata sarjei, iar în cazul elaborarii sau turnarii sub vid, si de presiunea din instalatia respectiva.

Pentru protejarea otelului împotriva absorbtiei de gaze, este necesar a se forma o zgura buna, întrucât aceasta are mare capacitate de retinere a N_2.

Atentie deosebita trebuie acordata si regimului termic la cuptoarele electrice unde în zona formarii arcului între electrozi si baie N_2 se disociaza în atomi (ca si H_2), care difuzeaza în otel cu viteza foarte mare (în mod frecvent când otelul este supraîncalzit).

Continutul de N_2 în zgura de la cuptorul electric bazic (cu arc) se situeaza între urmatoarele valori:

- zgura carbidica = 1500 - 2000 ppm
- zgura alba = 200 - 600 ppm

Influentele N_2 asupra calitatii otelului

N_2 este un element care în general se afla în otel în cantitate redusa, are o comportare diversa si uneori controversata, motiv pentru care se impune a se acorda mare atentie dirijarii continutului si formei de

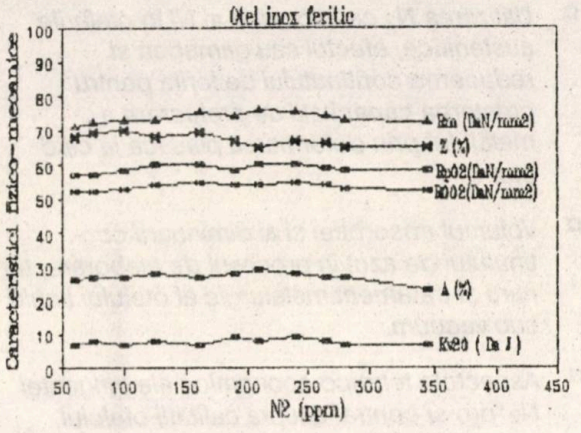


Diagrama 1

Corelatia între caracteristicile fizico - mecanice si azot

The correlation between the physical and mechanical properties and nitrogen

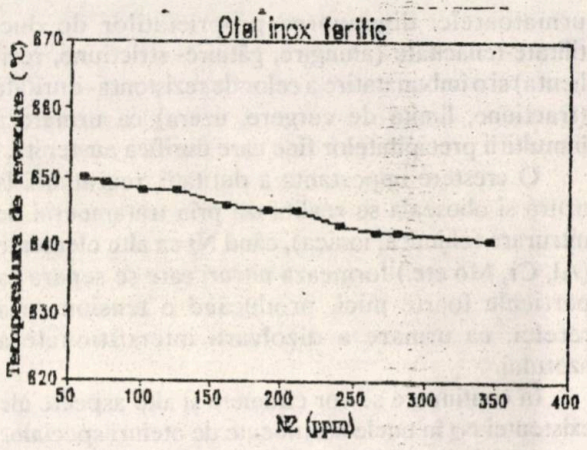


Diagrama 3

Influenta continutului de azot asupra temperaturii de reevenire

The nitrogen content influence on the annealing temperature - ferritic stainless steel

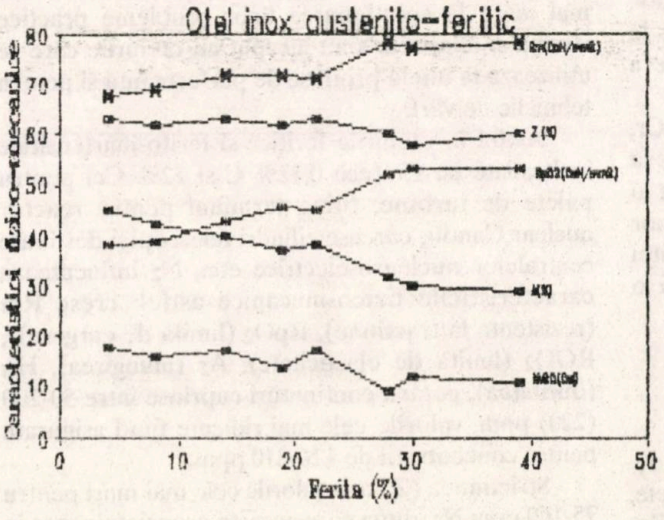


Diagrama 2

Influenta feritei asupra caracteristicilor fizico - mecanice

The ferrite influence on the physical and mechanical characteristics austenitic - ferritic stainless steel

existenta, pentru a nu avea surprize (neplacute) asupra unor caracteristici fizico-mecanice, chimice, electrice, magnetice, prelucrabilitate la rece-cald, sudabilitate etc.

Se vor analiza în primul rând influentele generale asupra calitatii otelului, dupa care se vor prezenta unele aspecte specifice pe principalele grupe de sortimente.

În cazurile în care N_2 depaseste limita de solubilitate în otel, apar sufluri si microporozitati în lingouri si piesele turnate (în mod frecvent daca si continutul de H_2 este ridicat).

La otelurile silicioase pentru table dinam-trafo, daca N_2 este mai mare de 80 ppm contribuie la formarea basicilor pe suprafata benzii laminate.

Daca un otel are N_2 ridicat si se adauga Al în exces, creste sensibilitatea lingourilor la crapaturi longitudinale si transversale.

N_2 mareste tendinta de fragilitate la cald, ceea ce are ca efect o reducere a ponderii produselor bune realizate prin forjare si laminare.

Ca urmare a cresterii tensiunilor intercristaline, la unele piese apare tendinta de fragilizare la revenire.

La otelurile nealiate cu un continut redus de C (exemplu tabla pentru autoturisme), daca N_2 depaseste 50 ppm se grabeste procesul de îmbatrânire naturala (în aprox. 70 zile) si ca urmare se micsoreaza plasticitatea si piesele respective nu mai pot fi ambutisate. In acest caz este necesara o dezoxidare avansata a otelului la elaborare cu Al si Ti (între anumite limite) pentru formare de nitruri, care diminueaza efectul negativ al N_2 asupra îmbatrânirii.

Un continut de N_2 mai mare de 100 ppm se dizolva în ferita, pe care o durifica si influenteaza nefavorabil prelucrarea prin aschiere a unor oteluri, marind adezivitatea spanului si cresterea uzurii sculelor.

În cazul otelurilor carbon si slab aliate (chiar si la cele înalt aliate) utilizate la constructii metalice, recipienti sub presiune si alte produse care lucreaza în medii corosive la temperaturi ridicate si sub sarcina, N_2 mareste sensibilitatea la sudare si la aparitia în timp a coroziunii intercristaline în lungul graunților (mai ales la otelurile inoxidabile în zona influentata termic).

De asemenea un continut ridicat de N_2 are efecte negative asupra pierderilor prin histerezis, fortei coercitive, a îmbatrânirii magnetice, precum si a temperaturii de tranzitie - ductilitate, fragilitate.

Analizând influentele N_2 asupra caracteristicilor fizico-mecanice ale otelurilor în general, acestea sunt

urmatoarele: diminuarea proprietatilor de ductilitate-tenacitate (alungire, gâtuire- strictiune, rezilienta) si o îmbunatatire a celor de rezistenta- duritate (tractiune, limita de curgere, uzura) ca urmare a înmultirii precipitatelor fine care durifica austenita.

O crestere importanta a duritatii, rezistentei la uzura si oboseala se realizeaza prin tratamentul de nitrurare (chimica, ionica), când N_2 cu alte elemente (Al, Cr, Mo etc.) formeaza nitruri care se separa ca particule foarte mici, producând o tensionare a retelei, ca urmare a dizolvarii interstitionale a azotului.

În continuare se vor enumera si alte aspecte ale existentei N_2 în unele sortimente de oteluri speciale.

Astfel, în otelurile silicioase pentru transformator (cu graunti orientati), dozarea N_2 între 50 - 80 ppm si legarea acestuia ca nitrura de aluminiu are rol de principal inhibitor care participa la recristalizare.

Prezenta N_2 în unele oteluri feritice contribuie la o oarecare finisare a grauntelui ereditar.

În otelurile inoxidabile N_2 are rol gamagen, marind domeniul austenitic si contribuind la stabilizarea acestuia, concomitent cu o coborâre a punctului A_3.

Utilizarea N_2 în otelurile înalt aliate cu Ni, Cr, Mo, Mn (inox, austenitice, austenito-feritice) duce la înlocuirea partiala a Ni, ceea ce are ca efect o reducere a pretului de cost si o modificare a unor proprietati fizico-mecanice, astfel: o crestere a limitei de curgere, alungirii, rezilientei, strictiunii si o diminuare a rezistentei la rupere si a duritatii.

Alte constatari ale cercetarilor prezente

Problema comportarii N_2 în otel este deosebit de complexa iar în literatura de specialitate influentele sunt tratate la modul general. Numai studiile îndelungate pe grupe apropiate de oteluri vor putea clarifica lucrurile în decursul timpului, deoarece rolul azotului este diferit chiar în aceeasi marca, influentele fiind determinate de continut, formele (combinatiile) sub care se afla, modul de amplasare în matricea (metalul) de baza etc.

Având în vedere ca în România se realizeaza un diapazon sortimental foarte extins ca: oteluri pentru forjare, laminare sau piese turnate, destinate echipamentelor pentru centrale nuclearo-electrice, turboagregate de foarte mare putere, motoare navale, cilindri de laminor, prajini de foraj, osii de locomotiva sau vagoane de metrou, constructii sudate, recipienti sub presiune, utilaje pentru apa grea si H_2S, autoturisme etc., s-a impus a se efectua o cercetare ampla, în vederea clarificarii multor aspecte legate de comportarea N_2.

În cercetarea prezenta a fost abordata problema N_2 sub multe aspecte, între care:

- *Influenta acestui element (N_2) asupra caracteristicilor fizico- mecanice ale otelurilor.*
- *Utilizarea N_2 ca înlocuitor al Ni în otelurile austenitice, efectul sau gamagen si reducerea continutului de ferita pentru cresterea capacitatii de prelucrare a metalului prin deformarea plastica la cald etc.*
- *Volumul absorbtiei si al diminuarii continutului de azot în procesul de elaborare, turnare si tratament metalurgic al otelului lichid sub vacuum.*
- *Aspectele tehnico-economice ale influentei N_2 "pro si contra" asupra calitatii otelului.*

În aceasta parte a lucrarii se vor prezenta unele dintre rezultatele la care s-a ajuns, urmând ca în viitor cercetarile sa continue, împreuna cu prelucrarea si interpretarea altor date, în vederea stabilirii concluziilor finale.

Pentru ca cercetarea sa contribuie într-o masura mai mare la solutionarea unor probleme practice studiul si analizele s-au început cu otelurile care se utilizeaza la unele produse de performanta si pentru tehnicile de vârf.

Astfel în otelurile feritice si ferito-martensitice înalt aliate cu Cr (cca 0,12% C si 12% Cr) pentru palete de turbine, fiting terminal pentru reactor nuclear Candu, carcase cilindri telescopici destinate centralelor nuclearo-electrice etc., N_2 influenteaza caracteristicile fizico-mecanice astfel: cresc Rm (rezistenta la tractiune), RpO_2 (limita de curgere)), ROO_2 (limita de elasticitate), A_5 (alungirea), H_B (duritatea), pentru continuturi cuprinse între 50-200 (220) ppm, valorile cele mai ridicate fiind asigurate pentru concentratii de 120-210 ppm.

Strictiunea (Z) are valorile cele mai mari pentru 75-160 ppm N_2, dupa care aceasta proprietate este în continua diminuare.

În ceea ce priveste rezilienta (Kv), la aceste tipuri de oteluri, influenta N_2 nu este concludenta.

În concluzie, pentru otelurile cu 12% Cr (si 0.12% C) se recomanda ca N_2 sa nu depaseasca 400 ppm, deoarece peste acest nivel toate caracteristicile sunt influentate negativ (diagrama 1). La valori ale N_2 mai mari de 600 ppm este aproape exclus ca otelurile acestea sa mai poata fi destinate scopurilor aratate, întrucât scad proprietatile sub limitele minime necesare.

La un otel tot cu 12% Cr dar aliat si cu cca 3% Ni si 1% Cu, turnat în piese pentru CNE, exista pericolul ca (în anumite zone sa apara sufluri si microporozitati, daca N_2 este mai mare de 200 (250) ppm si H_2 peste 10 $cm^3/100$ g.

Pentru cresterea capacitatii de prelucrare prin deformare plastica la cald a unor oteluri inoxidabile austenitice, s-a cercetat posibilitatea micsorarii continutului de ferita prin adaos de N_2, întrucât existenta a 2 faze simultan (austenita si ferita), între anumite limite, duce la aparitia de tensiuni interne mari, ca

urmare a coeficientilor de dilatare foarte diferiti ai celor 2 constituenti metalografici. Asa s-a procedat la otelurile pentru benzi si sârme de sudura utilizate la echipamente pentru centrale nucleare, aliate cu: 9-14% Ni; 18-26% Cr; 0,9-1,3% Nb; 1-2% Mn; 0,2-1% Si etc. la care s-a adaugat N_2 între 250-1200 ppm.

În astfel de cazuri se indica a se asigura un coeficient de sensibilitate la fragilizare (Cf) mai mare de (-1,9), determinat conform relatiei:

$$Cf = 30(\%C + \%N_2) + 0{,}5\%Mn + \%Ni + 11{,}8\text{-}1{,}3\%Cr > (-1{,}9)$$

Sunt recomandabile valori pozitive. În cazurile unui Cf mai mic de (- 1,9) în otelurile respective apar fisuri si sunt dificultati la prelucrarea la cald prin forjare (si laminare) a semifabricatelor (sleburilor) din care se lamineaza banda la cald si în continuare la rece.

Pentru evitarea unor rebuturi sau ebosuri (cojiri) suplimentare se va asigura în otelurile inox austenitice un continut de ferita sub 10%, de preferat 2-4%. Sub 2 (1) % ferita în aceste oteluri nu este indicat, deoarece apar fisuri în zonele sudate (influentate termic).

La otelurile austenitice care nu se sudeaza, este recomandabil ca ferita sa fie 0 (obligatoriu sub 4%), deoarece o structura monofazica asigura o buna plasticitate a metalului la prelucrarea la cald.

În cazurile marcilor destinate stabilizatorilor si prajinilor magnetice pentru forajul dirijat la mare adâncime - terestru si marin, este necesar a se realiza prin elaborarea otelului o structura metalografica de austenita stabila - pura (deci monofazica, fara urme de ferita - delta). Prin aceasta se confera otelului caracteristici nemagnetice si o rezilienta foarte buna. Una din caile de realizare în mod economic a acestor oteluri o constituie utilizarea de N_2 în proportie de 1200-1500 ppm.

Se mentioneaza însa ca fabricarea otelurilor austenito-feritice nu poate fi evitata, întrucât aceste sortimente au o rezistenta marita la coroziune intercristalina, se sudeaza destul de bine iar proprietatile fizico-mecanice sunt ceva mai ridicate în comparatie cu cele realizate la marcile inox austenitice.

În diagrama 2 se prezinta corelatiile informative dintre încercarile mecanice si continutul de ferita la un otel inox cu: 6,6-8% Ni; 20-21,5% Cr; 2-2,4% Mo; 1,1-1,5% Cu; 0,7-1,8% Mn; 0,2-0,6% Si; 0,006-0,020% Al; 200-1600 ppm (0,02-0,16%) N_2.

Pentru mai multe considerente este necesara o vasta experienta la alegerea otelurilor inoxidabile si refractare, precum si în stabilirea tehnologiei de elaborare - turnare, forjare - laminare, tratament termic, pentru ca fabricatia sa fie rentabila, concomitent cu asigurarea unor calitati superioare.

Au mai fost cercetate si alte oteluri înalt aliate la care s-a utilizat N_2 dar rezultatele vor fi interpretate în partea a doua a lucrarii. S-a constatat însa, pâna în prezent, ca 1000 ppm (0,1%) N_2 pot înlocui 2-2,6% Ni.

La alierea sau microalierea otelurilor cu N_2 s-au utilizat feroaliaje cu Mn sau Cr, ce au în compozitie si 3-6% N_2. Gradul de asimilare a N_2 a fost de 70-90% pentru continuturi în otel de 600-1600 ppm (0,6-0,16%).

Elaborarea s-a realizat în cuptoare electrice iar tratamentul metalurgic al otelului lichid într-o instalatie prevazuta cu lance pentru insuflarea O_2 si aport de caldura sub vid, de tip VAD-VOD (Standard Messo-Finkl Mohr, de 60 t).

Introducerea N_2 în otel se mai poate realiza si prin alte metode, între care barbotarea continua cu N_2 în timpul tratamentului în VAD-COD (cu un aport orientativ de 30-50 ppm N_2/h).

Infuzie de N_2 se poate realiza si prin insuflarea unui amestec de: cianura de calciu ($CaCN_2$); var (CaO) si grafit, utilizând N_2 drept gaz purtator.

La practicarea acestei metode sunt necesare clarificari si masuri speciale de protectia muncii (pentru evitarea unor deranjamente si accidente). Uneori $CaCN_2$ se adauga în oala de turnare în timpul evacuarii sarjei din cuptor.

Din cercetarile prezente rezulta ca pe parcursul circulatiei otelului lichid pe fluxul tehnologic, continutul de N_2 creste dupa cum urmeaza:

- *la evacuarea sarjei din cuptor cu 10-50 ppm (sau cu 10-30% a continutului de N_2 pe care otelul îl are la finalul elaborarii);*
- *la turnarea în atmosfera obisnuita cu 20 - 60 ppm, sau cu 20 - 50%.*

De asemenea, tot din studiile noastre, se constata o influenta a N_2 asupra temperaturii de revenire la otelurile cu 12% Cr (si 0.12% C), în raport invers proportional, asa cum se prezinta în diagrama 3, cu efecte favorabile asupra consumului de energie si combustibil.

Dupa cum s-a constatat, calitatea unui otel depinde si de realizarea unei compozitii chimice în limite foarte restrânse, cu adaosuri de elemente de aliere la strictul necesar si reducerea celor nocive.

În aceasta ordine de idei se poate arata ca în unele oteluri N_2 trebuie limitat ca urmare a influentelor negative asupra diverselor proprietati. Astfel continutul de N_2 va fi de maximum:

- *80 ppm la oteluri ca: St. 20, 22k, oteluri silicioase electrotehnice;*
- *100 ppm la sortimente cum sunt: G52-28, SA516-Gr.70, SA350-LF2;*
- *120 ppm la unele marci ca: R52-cl.6B, K460;*
- *300 - 400 ppm la: AISI 403 modificat, SA336-F6, B50A332-S14.*
- *2000 - 4000 ppm în unele oteluri inox - refractare austenitice, pentru a evita tendinta de*

fragilizare datorita separarii nitrurilor de Fe în timpul exploatarii acestor sortimente.

Masuri pentru reducerea continutului de N_2 în oteluri

Eliminarea N_2 din otelurile la care influentele sunt negative se poarte realiza prin degazarea în instalatii de tip VAD-VOD, RH, DH, BV, RAV, CIV etc. Având în vedere randamentul limitat al operatiei de degazare sub vacuum, care este pâna la 50 (60%), se impune a se reduce la maximum continutul acestui gaz la elaborarea otelului în cuptor.

În acest scop se recomanda aplicarea urmatoarelor masuri:

1. Selectionarea încarcaturii metalice si a feroaliajelor.

2. Decarburarea otelului în cuptor cu o viteza mai mare de 0.50% c/h, având în vedere ca N_2 se elimina prin intermediul CO.

3. Respectarea regimului termic si electric prevazut în tehnologie.

4. Scurtarea duratei de elaborare pentru evitarea absorbtiei de N_2 din atmosfera.

S-a constatat ca durata topirii este importanta si în special la cuptoarele electrice, motiv pentru care se recomanda a nu se depasi 3 ore întrucât peste aceste valori N_2 creste cu 50-100%, mai ales în situatiile în care nu s-a format o zgura timpurie si nu s-a utilizat O_2 pentru reducerea perioadei respective.

Este recomandabil ca încarcatura metalica sa fie compacta (densitate cca 2t/m^3) iar topirea sa fie continua.

La afinare O_2 se va insufla rapid (20-25 min), pentru a evita pericolul de nitrurare a otelului.

Consumul total de O_2 (topire si afinare) va fi de aproximativ 30 m^3N/t si se va insufla la o presiune de 10-12 barr.

Importanta este si perioada de dezoxidare, care trebuie sa fie cât mai redusa pentru a nu se nitrura prea mult otelul în special când se lucreaza cu zgura carbidica.

5. Degazarea otelului sub vid mai mic de 0,5 Torr, pe o durata de cel putin 15 min. In cazul turnarii lingourilor în vacuum presiunea în instalatia BV va fi de max 0,2 (0,3) Torr.

6. Protejarea jetului de otel cu Ar la transvazarea sarjelor si turnarea lingourilor în atmosfera obisnuita (clasic sau continuu).

Concluzii

1. Continutul de N_2 în otel depinde de multi factori, care pot fi grupati astfel:

- *calitatea materialelor utilizate în procesul de elaborare, turnare etc.;*
- *itinerarul tehnologic de fabricatie aplicat;*
- *analiza chimica a sortimentului de otel;*
- *conducerea procesului de elaborare în cuptor si de tratament metalurgic al otelului lichid în instalatiile de vidare;*
- *nivelul de organizare, exploatare, întretinere si parametrii constructivi ai agregatelor de productie;*
- *modul de cointeresare al salariatilor la realizarea calitatii.*

2. Aplicarea masurilor enumerate în capitolul precedent poate duce la realizarea unui anumit continut de N_2 (dorit) în otel, în vederea respectarii prescriptiilor consumatorilor (analiza chimica, proprietati fizico-mecanice etc.).

3. Siderurgia româneasca va trebui sa ofere beneficiarilor unele sortimente de oteluri cu proprietati superioare, întrucât are dotare (ca si sectorul metalurgic din industria constructiilor de masini) si poate realiza produse de o calitate mai buna, ceea ce va ajuta uzinele producatoare în obtinerea unor profituri mai mari.

BIBLIOGRAFIE

[1] **M. Fagarasan, V. Ursu, M. Dobrescu, s.a.:** *Determinarea gazelor si incluziunilor nemetalice din materiale metalice.* **Editura Tehnica, Bucuresti, 1980**

[2] **I. Tripsa, C. Pumnea:** *Dezoxidarea otelurilor.* **Editura Tehnica, Bucuresti, 1981**

[3] **M. Trusculescu, A. Ieremia:** *Oteluri inoxidabile si refractare.* Editura Facla, Timisoara, 1983
[4] **G. Constantinescu:** Oteluri inoxidabile si refractare. OID- MACF, Bucuresti, 1982
[5] **S. Vacu, C. Rizescu, E. Berceanu, V. Ursu, M. Dobrescu,** s.a.: *Elaborarea otelurilor aliate.* Editura Tehnica, Bucuresti, 1984
[6] **T. Dulamita,** s.a.: *Tehnologia tratamentelor termice.* Editura Didactica si Pedagogica, Bucuresti, 1982
[7] **Gh. Chitu:** *Evolutia metalurgiei în oala.* În: Metalurgia nr. 4, România, 1984
[8] **Gh. Chitu:** *Cercetari cu privire la influenta H_2 asupra calitatii otelului.* În: Metalurgia, nr. 8, România, 1994

REVISTA REVISTELOR

Stahl und Eisen, *Germania, 1994, nr. 5 (continuare)*

- Programarea operatiilor si gospodarirea timpului în otelaria Hückingen, prin utilizarea tehnologiei "Fuzzy" p.89
- Cercetari pentru micsorarea pierderilor la scoaterea de metal, la laminarea tablei groase, p.97
- Situatia industriei automobilelor, p.101
- Ancheta în rândurile personalului de conducere, p.113
- Informatii asupra siderurgiei mondiale, p.14-28
- Informatii economice, p.104-112
- Congrese, Târguri p,10-14

Stahl und Eisen, *Germania, 1994 nr.6*

- În ce consta utilitatea lui "total Quality management"?, p.59
- Un nou sistem de calculatoare de proces pentru sectorul "fumale" a unei uzine siderurgice integrate, p.75
- Stadiul actual al "reducerii directe" p.85
(Prezentata la a 50-a sedinta a grupului de lucru "Materii prime" din VDEh, la 8 XII ' 93 - Düsseldorf)
- Caramida ceramica pentru barbotare, din generatia a 3-a pentru oalele de turnare a otelului, p.95
- Noi dezvoltari ale cuptoarelor electrice cu arc, în curent continuu, p.103 (Prezentat la Congresul siderurgiei germane - VDEh la 11 XI '93 - Düsseldorf)
- Noi dezvoltari ale cuptoarelor electrice cu arc, în curent alternativ, p.111 (Prezentat la Congresul siderurgiei germane VDEh la 11 XI '93 - Düsseldorf)
- Cresterea productivitatii la elaborarea otelului în cuptoare electrice, p.117 (Prezentat la Congresul siderurgiei germane, VDEh 11 XI '93 Düsseldorf)
- Realizarile instalatiei CSP de la uzina Hickmann - Nucor Steel si dezvoltarea ei viitoare, p.125
- Instalatie flexibila de turnare continua a bramelor subtiri, p.137
- Tehnologia TSP ("Tippings Samsung Process"), un nou procedeu pentru turnarea si laminarea bramelor subtiri, p.149
- Reconstructia si modernizarea liniei de profile fine, la uzina Neunkircheu, p.161 (Prezentat la Congresul siderurgiei germane VDEh 11 XI '93 - Düsseldorf)
- Cercetarile pentru optimizarea mentinerii dimensiunilor la benzile laminate la cald, p.173 (Prezentat la Congresul siderurgiei germane VDEh 11 XI '93 - Düsseldorf)
- Influenta diferitelor procedee de formare a rugozitatii valturilor de lucru, asupra finetii structurii suprafetei la laminarea finala a tablelor de caroserie, p.183 (Prezentat la Congresul siderurgiei germane VDEh 11 XI '93 Düsseldorf; extrase dintr-o lucrare de doctorat la RWTH - Aachen)
- Noua instalatie de zincare la cald, Krupp Hoesch Stahl Ag - Bochum , p.193 (Prezentat la Congresul siderurgiei germane, 11 XI '93 Düsseldorf)
- Structura si caracteristicile otelurilor, p.205 (Prezentat la Congresul siderurgiei germane 11 XI' 93 - Düsseldorf)

SCURT ISTORIC PRIVIND EVOLUTIA CERCETARII STIINTIFICE SI DEZVOLTARII TEHNOLOGICE ÎN METALURGIA DIN ROMANIA (I)

Ec.Irina Jula - S. C. ICEM S.A. Bucuresti

C.Z.:669.1

ÎN DOMENIUL SIDERURGIEI

În anul 1945 a luat fiinta "*Casa pentru administrarea de catre stat a bunurilor inamice*", CSABI, având urmatoarele atributii:

- *identificarea bunurilor care au apartinut unor societati germane, maghiare sau italiene;*
- *preluarea conducerii unitatii respective de catre un Consiliu de Administratie român, pe termen limitat si anume pâna la încheierea bilanturilor financiar-contabile si a inventarierii valorilor materiale detinute (marfa în stoc, materii prime, proprietati, conturi bancare etc.).*

Toate unitatile industriale, comerciale, agrare etc. preluate de CSABI si care, anterior, nu posedasera nici un fel de capital românesc, au fost nationalizate înca înainte de 11 iunie 1948. In aceasta situatie s-a aflat si uzina "Alexanderwerk" din Vlahita preluata în administrare de CSABI în a doua jumatate a anului 1945 si nationalizata la începutul anului 1947. De asemenea au fost preluate de CSABI si apoi nationalizate în anul 1947 atelierele Walter din Bucuresti - Calea 13 Septembrie nr.13 unde se produceau piese de schimb pentru o serie de firme germane din România: "Deruban" (constructia de drumuri), "Mercedes" (masini de scris), "Stiegler" (ascensoare). Dupa trecerea în patrimoniul statului a primit numele de "Atelierul de prototipuri".

La acea data, principalele capacitati de fabricatie a fontei si otelului, precum si cele mai importante laminoare apartineau fie UDR (Uzinele Domeniilor Resita) din concernul al carui proprietar era Max Auschnitt, fie societatii "Titan - Nadrag - Calan" (având ca principali actionari pe inginerii Bujoiu, Busila si Malaxa). Singura uzina - proprietate a statului era cea de la Hunedoara, intrata în patrimoniul national, dupa primul razboi mondial, prin întregirea teritoriului tarii. Uzina de Fier Hunedoara a emis actiuni la Bursa Oficiala, dar participarea pe aceasta cale a capitalului particular era cu totul nesemnificativa.

Anul 1947 (lunile aprilie-mai), a dus la înfiintarea "*INTREPRINDERII METALURGICE DE STAT (IMS)*, având structura de centrala industriala si cuprinzând: Uzinele de Fier Hunedoara si Vlahita, precum si Atelierul de prototipuri din Bucuresti, ultimele doua recent nationalizate la acea data. Sediul acestei centrale s-a stabilit în Bucuresti, strada Nicolae Iorga, în casa ce apartinuse anterior inginerului Ion Gigurtu, fost proprietar al minelor de aur "Mica" - Brad, fost prim-ministru al guvernului în perioada Dictatului de la Viena si pâna la abdicarea regelui Carol al II-lea.

În cadrul acestei centrale (mai-iunie 1947), a luat fiinta un *birou de proiectare* având ca atributii *elaborarea de studii si alte documentatii pentru reconstructia si modernizarea industriei siderurgice, apartinând la acea data statului, precum si conceperea si realizarea rapida a unor utilaje si subansamble noi sau îmbunatatite prin colaborarea cu atelierul de prototipuri.*

Biroul de proiectare al I.M.S. a grupat o serie de ingineri mecanici si metalurgi cu experienta în activitatea industriala, proveniti din uzine cu traditie ca "Malaxa" Bucuresti, "I.A.R." Brasov, "Voina" Brasov, "S.E.T." Bucuresti etc., precum si tehnicieni formati în birouri de proiectare pentru utilaje si piese de schimb din unitati cu profil de constructii de masini. Au fost de asemenea recrutati ingineri si tehnicieni constructori si de instalatii proveniti din marile antreprize prelucratoare bucurestene (Tiberiu Eremia, Prager, Nicolau) precum si cadre didactice de la Politehnica si Institutul de Constructii Bucuresti.

Acest birou de proiectare, dupa fuziune în anul *1948* cu grupul de proiectanti de la Centrala Industriala pentru Metalurgia Prelucratoare (CIMP) înfiintata dupa nationalizare a dat nastere *INSTITUTULUI pentru PROIECTARI INDUSTRIALE (I.P.I.).*

Fiind singurul *Institut de proiectare de uzine* din tara, profilul sau a trebuit sa fie foarte complex, acoperind numeroase sectoare industriale:

- *siderurgie (inclusiv laminoare), santiere navale, industria miniera, uzine de productie speciala, refractare, centre mecanice pentru agricultura si comert.*

Colectivele de specialitate pentru industria miniera, textila si a materialelor de constructie au con-

stituit nucleele ihstitutelor de specialitate înfiintate ulterior.

În *septembrie 1950*, institutul a capatat denumirea de *INSTITUTUL pentru PROIECTARI de SECTII si UZINE METALURGICE - IPROMET* (dupa ce o perioada scurta s-a numit IPROM) fiind unicul institut de proiectare pentru siderurgie si constructii de masini, doua ramuri care faceau parte din acelasi minister.

La începutul anului 1950 acest institut utiliza aproape 700 ingineri, tehnicieni si desenatori, organizati în doua sectoare de baza:

- *constructia de uzine;*
- *proiectarea de utilaje si echipamente.*

Institutul a avut filiale în toate marile combinate siderurgice din Galati, Calarasi, Hunedoara, Resita.

Din anul 1991, prin Hotarârea Guvernului României nr.29 institutul a devenit Societate Comerciala pe Actiuni, cu capital de stat, denumirea sa fiind *S.C. IPROMET - S.A., Bucuresti* (Tabelul nr.1).

Refacerea economiei nationale, distrusa de razboi, impunea dezvoltarea productiei metalurgice, a otelului ca material metalic de baza în crearea fondurilor fixe. Industria metalurgica devine una din ramurile prioritare ale politicii de industrializare a tarii.

De aceea, la un interval foarte scurt de la nationalizarea industriei si întocmirea primului plan de stat la *2 septembrie 1950* în baza Hotarârii Consiliului de Ministri nr.968 - pentru prima data în tara noastra - se pun bazele stiintifice ale desfasurarii unei *activitati de cercetare în metalurgie* prin crearea *INSTITUTULUI DE CERCETARI SI PROIECTARI METALURGICE SI MINIERE "ICEPROM"* din care se dezvolta în *1953 INSTITUTUL DE CERCETARI SIDERURGICE "ICESIR"*, devenit apoi *"ICEMET"* si care din *1957* este cunoscut sub denumirea de *"ICEM"*.

Creat pe fondul unei industrii metalurgice slab dezvoltate, cu caracter puternic mestesugaresc, institutului îi reveneau sarcini deosebite pe linia îmbunatatirii, perfectionarii si stabilizarii proceselor tehnologice, a utilizarii mai bune a agregatelor existente în vederea largirii sortimentului de produse metalurgice, prin introducerea si generalizarea cuceririlor stiintei si tehnicii metalurgice înaintate si în mod deosebit prin crearea unei scoli proprii de cercetare metalurgica.

Evident ca în aceste conditii problema cadrelor de specialisti cu pregatire corespunzatoare, în jurul carora sa se polarizeze întreaga activitate, a constituit una din preocuparile principale ale institutului.

În perioada de pionierat a institutului, specialisti ca prof.Rau Alexandru, prof.Mantea Stefan, inginer Buhescu Ion, Ballo Petre si altii si-au pus toata pricepere a si cunostintele în slujba organizarii si orientarii activitatii de cercetare din institut.

Creat ca institut departamental cu profil metalurgic, ICEM si-a dezvoltat activitatea pe sectii si laboratoare dupa scheletul si structura fluxului metalurgic, straduindu-se permanent sa raspunda necesitatilor ridicate de productie si de dezvoltare a acesteia.

În anul *1947*, pe scheletul *ICEM* (prin Decretul nr.142) s-a creat *INSTITUTUL CENTRAL DE CERCETARI METALURGICE* care a reunit toate institutele, centrele si colectivele de cercetare si proiectare din domeniul metalurgiei din România.

Pe baza Decretului 451/31 decembrie 1976, începând cu data de 1 ianuarie *1977*, *ICEM* s-a reorganizat ca unitate de cercetare si productie industriala, având în componenta sa si *UZINA de MICROPRODUCTIE*.

Institutul a avut de asemenea în structura sa si compartimente amplasate în alte localitati, dupa cum urmeaza:

- *Atelierul de Cercetare si Inginerie Tehnologica pentru Prelucrarea Aluminiului si Aeronautica cu sediul în Slatina, înfiintat prin Ordinul Ministerului Industriei Metalurgice nr.3 din 1.01.1982;*
- *Atelierul de Cercetare si Inginerie Tehnologica pentru Produse Carbunoase cu sediul în Slatina, înfiintat prin Ordinul Ministerului Industriei Metalurgice nr.3 din 1.01.1982;*
- *Colectivul de Cercetari si Prelucrari Metalurgice cu sediul în Timisoara, Judetul Timis, înfiintat prin Protocolul încheiat între Ministerul Invatamântului si Ministerul Metalurgiei la data de 1.08.1977, ca unitate de tip B, conform prevederilor Decretului nr.14/1975.*

Prin HG nr.29/1991, institutul a devenit Societate Comerciala pe Actiuni, cu capital de stat, având denumirea de *S.C.ICEM - S.A.Bucuresti*, din componenta sa desprinzându-se Uzina de Microproductie sub denumirea de S.C.GRANTMETAL - S.A.Bucuresti.

INSTITUTUL de PROIECTARI pentru SECTII si UZINE de LAMINARE - IPROLAM, a luat fiinta prin HCM *775/15 iunie 1959* si a functionat în conformitate cu prevederile Decretului nr.199/1959 sub îndrumarea si controlul Ministerului Industriei Metalurgice. Scopul activitatii era si este proiectarea de laminoare, sectii de prelucrare, uzine si complexe destinate prelucrarii, atât ca modernizare a unor unitati existente, vechi cât si ca dezvoltare, prin noi obiective.

Prin activitatea sa, *IPROLAM* se regaseste în tot ce a însemnat reconsiderare, modernizare, dezvoltare în industria prelucratoare a metalului din România,

contribuind la cresterea si diversificarea productiei de laminate de la cca 400 mii tone/an în 1949 la 10,3 mil. tone/an în 1989, cu o diversificare sortimentala care a permis satisfacerea necesitatilor industriei constructoare de masini, electrotehnice etc., precum si a exportului.

În anul 1992, institutul s-a înregistrat - ca sigla si ca domeniu de activitate - la Institutul International de Marci de la Geneva.

Institutul a avut filiale în toate marile combinate siderurgice: Galati, Calarasi, Hunedoara, Târgoviste, Resita.

Din 1991, prin HG nr.29, s-a înfiintat *S.C.IPROLAM - S.A.Bucuresti,* cu capital de stat.

Conform deciziei MCT din 1991 *IPROLAM* are în componenta sa si un compartiment de export.

INSTITUTUL de CERCETARI si PROIECTARI de FABRICATIE pentru PRODUSE PLATE si ACOPERIRI METALICE (ICPPAM Galati) s-a constituit din Filiala Institutului de Proiectari Metalurgice (IPROMET), care a luat fiinta la Galati, o data cu Combinatul Siderurgic, prin H.C.M. nr.924 din *08.07.1960.* La 15.06.1966, Filiala IPROMET Galati s-a comasat cu nucleul de proiectanti ai Filialei Institutului de Proiectari Laminoare (IPROLAM) si a luat fiinta Filiala IPROLAM Galati cu un numar de 610 salariati.

În *1970*, o data cu realizarea unor lucrari de cercetare, strâns legate de activitatea Combinatului, precum si a proiectarii unor documentatii de întretinere si reparatii capitale s-a înfiintat *CENTRUL de PROIECTARI si CERCETARI METALURGICE C.P.C.M. Galati* prin trecerea Sectiei de Cercetare a Combinatului si a Filialei IPROLAM sub egida acestui Centru, cu trei sectoare de activitate: cercetare metalurgica, proiectare investitii si proiectare economia întretinerii si piese de schimb.

Ulterior, prin cresterea continua a volumului de investitii în industria metalurgica, concomitent cu diversificarea productiei de fonta, otel, laminate, s-a dezvoltat si activitatea de cercetare - proiectare, fapt ce a impus transformarea C.P.C.M., prin Decretul nr.142 din *1974* în *INSTITUTUL de CERCETARI si PROIECTARI de FABRICATIE pentru PRODUSE PLATE si ACOPERIRI METALICE (ICPPAM Galati)*, cu 850 salariati, 3 laboratoare de cercetare, 6 ateliere de proiectare, o sectie de microproductie benzi înguste laminate si un oficiu de calcul.

Din anul 1991, prin HG nr.29, institutul a devenit Societate Comerciala pe Actiuni, cu capital de stat, noua sa denumire fiind *S.C.ICPPAM - S.A.Galati.*

CENTRUL de CERCETARI si PROIECTARI de FABRICATIE de TEVI si TREFILATE (CCPFTT) a luat fiinta în baza Decretului nr.142/*1974*, dobândind personalitate juridica, si având cca 640 cadre dispuse în cercetare, proiectare, laboratoare, activitate industriala, cu filiale la Întreprinderea Metalurgica Iasi, Industria Sârmei Câmpia Turzii, Întreprinderea de Tevi Roman, Întreprinderea Laminorul Focsani, Întreprinderea de Sârma si Produse din Sârma Buzau, Cablul Românesc Ploiesti, Laminorul Braila, Întreprinderea Laminorul Beclean. Prin HG nr.31/1991 centrul a devenit Societate Comerciala pe Actiuni cu capital de stat, cu denumirea de *S.C.OMEGA - S.A.Bucuresti.*

În anul 1974, o data cu înfiintarea Centrului de Cercetari si Proiectari pentru Fabricatia de Tevi si Trefilate (cu sediul în Bucuresti) s-a creat si o *filiala* a sa la *Iasi*, cu sediul în Întreprinderea Metalurgica Iasi, producatoare de tevi sudate longitudinal.

Din anul 1979, la *Filiala CCPFTT Iasi* a functionat si un atelier de microproductie.

S.C.OMEGA S.A.Bucuresti - Sucursala Iasi functioneaza din *1991* ca Societate Comerciala pe Actiuni, cu capital de stat, cu gestiune economica proprie, dar fara personalitate juridica, ca urmare a aplicarii HG 31/1991. Initial aceasta s-a numit *Centrul de Cercetari si Proiectari pentru Fabricatie de Tevi si Trefilate Bucuresti - Filiala Iasi (CCPFTT)* si ulterior *S.C.OMEGA - S.A.Bucuresti - Sucursala Iasi.* Din anul 1994, aceasta filiala a obtinut personalitate juridica sub denumirea de *S.C.OMEGA-TUB- S.A.Iasi.*

Activitatea de *cercetare stiintifica aplicativa la Hunedoara* a început în anul 1959 când s-a constituit o grupa de cercetare în domeniul productiei de cocs. Ulterior, datorita dezvoltarii uzinei, aplicarii unor tehnologii noi si asimilarii în fabricatie a noi marci de otel si tipo-dimensiuni de laminate, aceasta grupa s-a marit, fiind înfiintata o sectie.

Activitatea de proiectare si de inginerie tehnologica a luat fiinta o data cu înfiintarea *Uzinei de Fier din Hunedoara în 1884.*

Ulterior, datorita dezvoltarii productiei de materiale siderurgice, prin decretul 345/*1976* în cadrul fostei CIS - Hunedoara s-a înfiintat *CENTRUL de CERCETARE PROIECTARE si FABRICATIE PRODUSE SIDERURGICE (CCPH).* Înca de la înfiintare, centrul a avut în structura sa doua sectii:

- *Sectia Cercetare Siderurgica, Fonta, Otel, Laminate, Statii pilot si Microproductie;*
- *Sectia Cercetare-Proiectare Utilaje si Echipamente.*

De la înfiintare CCPH a fost unitate componenta a Centralei Industriale Siderurgice Hunedoara, unitate fara personalitate juridica.

Ca urmare a HG nr.29/1991 Combinatul Siderurgic Hunedoara a devenit Societate Comerciala pe Actiuni, cu capital de stat, având denumirea de *S.C.SIDERURGICA-S.A.*, CCPH fiind un compartiment al acesteia.

CENTRUL de CERCETARI si PROIECTARI de FABRICATIE pentru INSTALATII METALUR-

Tabelul 1

Unitatile de cercetare - dezvoltare si structura lor in anii 1989 si 1994 in domeniul siderurgiei
The research units - development and their structure in 1989 and 1994 in siderurgy field

Nr. crt.	1989 - Denumirea	Nr. crt.	1994 - Denumirea
1	INSTITUTUL DE CERCETARI METALURGICE, ICEM - Bucuresti	1	S.C. ICEM - S.A. Bucuresti
	- Atelier de cercetare si inginerie tehnologica pentru prelucrarea aluminiului si aeronautica - Slatina		
	- Atelier de cercetare tehnologica pentru produse carbunoase - Slatina		
	- Colectiv de cercetari si prelucrari metalurgie finala - Timisoara		- Filiala Timisoara
2	INSTITUTUL PENTRU PROIECTARI DE SECTII SI UZINE METALURGICE, IPROMET - Bucuresti	2	S.C. IPROMET - S.A. Bucuresti
	- Colectiv Galati		
	- Colectiv Calarasi		
	- Colectiv Hunedoara		
	- Colectiv Resita		
3	INSTITUTUL PENTRU PROIECTARI DE SECTII SI UZINE DE LAMINARE, IPROLAM - Bucuresti	3	S[illegible]LAM - S.A. Bucuresti
	- Colectiv Galati		
	- Colectiv Calarasi		
	- Colectiv Hunedoara		
	- Colectiv Târgoviste		
	- Colectiv Resita		
4	INSTITUTUL DE CERCETARI SI PROIECTARI DE FABRICATIE PENTRU PRODUSE PLATE SI ACOPERIRI METALICE, ICPPAM - Galati	4	S.C. ICPPAM - S.A. Galati
5	CENTRUL DE CERCETARI SI PROIECTARI PENTRU TEVI SI TREFILATE, CCPFTT - Bucuresti	5	S.C. OMEGA - S.A. Bucuresti
	- Colectiv la IM Iasi		S.C. OMEGA - TUB - S.A. Iasi
	- Colectiv la IT Roman		
	- Colectiv la I.Laminorul Focsani		
	- Colectiv la ISPS Buzau		
	- Colectiv la I.Cablul Românesc Ploiesti		
	- Colectiv la I.Laminorul Braila		
	- Colectiv la I.Laminorul Beclean		
	- Colectiv la Comb.Metalurgic Câmpia Turzii		
6	CENTRUL DE CERCETARI SI PROIECTARI DE FABRICATIE PENTRU PRODUSE SIDERURGICE, CCPH - Hunedoara	6	CCPH - Hunedoara
7	CENTRUL DE CERCETARI SI PROIECTARI METALURGICE, CCPM - Aiud		
8	CENTRUL DE CERCETARI SI PROIECTARI DE FABRICATIE PENTRU METALURGIA OTELURILOR SPECIALE SI INOXIDABILE, CCP - Târgoviste	7	CCPTg. - Târgoviste

GICE AIUD s-a înfiintat în *1975* având ca obiect de activitate cercetari si proiectari în domeniul fabricatiei de instalatii metalurgice, constructii metalice si piese de schimb turnate din otel, fonta si metale neferoase. Beneficiarul principal al activitatii centrului este *ÎNTREPRINDEREA METALURGICA AIUD.* În profilul centrului erau cuprinse urmatoarele activitati:

- *cercetare si inginerie tehnologica în domeniul fabricarii instalatiilor si utilajelor metalurgice;*
- *tipizare si ridicare a nivelului calitativ al produselor INTREPRINDERII METALURGICE AIUD;*
- *elaborare de proiecte tehnologice în vederea asimilarii de produse noi inclusiv executie de prototipuri;*
- *proiectare de produse proprii;*
- *productie proprie;*
- *cercetare si proiectare în vederea reducerii consumurilor de materii prime, materiale, energie si combustibili asigurând valorificarea materialelor refolosibile;*
- *stabilirea obiectivelor din programele de crestere a productivitatii muncii si introducerea sistemelor de mecanizare si automatizare a proceselor de fabricatie din INTREPRINDEREA METALURGICA AIUD.*

Prin HG 29/1991 activitatea Centrului de Cercetari si Proiectari pentru Instalatii Metalurgice Aiud s-a desfiintat.

Ca urmare a unei necesitati obiective aparute pentru realizarea solicitarilor, în cadrul *Combinatului pentru Oteluri Speciale Târgoviste* a fost necesara înfiintarea unui compartiment specializat, care sa rezolve probleme de complexitate si diversitate sporita.

Astfel în baza Decretului nr.129/*1980* s-a înfiintat începând cu data de 01.03.1980 "*CENTRUL de CERCETARI si PROIECTARI*" pentru metalurgia otelurilor speciale si inoxidabile Târgoviste. *CCPTg.* este o unitate fara personalitate juridica, subordonat Combinatului S.C.COST - S.A.Târgoviste, înfiintat prin HG nr.29/1991.

BIBLIOGRAFIE

[1] **ICEM** - Cercetari metalurgice vol.17/1976
[2] **Irina Jula** si colectiv: *Strategia activitatii de cercetare stiintifice si dezvoltare tehnologica in metalurgia din România*. Studiu ICEM 1994

REVISTA REVISTELOR

Stahl und Eisen, *Germania, 1994, nr. 6* *(continuare)*

- Metalografia în industria siderurgica, p.213 Prezentat la Congresul siderurgiei germane, 11 XI' 93 - Düsseldorf)
- Nou sistem de notare pentru otel, p.225
- Simpozionul de închidere pentru programul de cercetare-dezvoltare "Coroziune si protectia împotriva coroziunii", p.231
- Cauzele îndatoririi statelor, p.239
- Politica pietei fortei de munca în Uniunea Europeana, p.255
- Informatii tehnice scurte:
- ♦ congrese, târguri, p.18-22
- ♦ din siderurgia mondiala, p.22-46
- ♦ alte informatii tehnice (între articole)

- Informatii economice, p.239-252
- Istorie: Georgius Agricola si metalurgia epocii sale, p.286

STUDIUL ECRUISARII ÎN ZONA DEFORMATA PLASTIC PRIN PROCEDEUL RADIAL - OSCILANT LA ÎNTINDEREA TEVILOR ROTUNDE

Ing. Florescu Aurel, sef lucrari
Ing. Bejinariu Costica, asistent universitar — Universitatea Tehnica "Gh. Asachi" Iasi
Ing. Comaneci Radu

C.Z.: 621.774

Dupa cum se cunoaste, la deformarea plastica la rece se produce fenomenul de ecruisare (durificare sub efort) explicat de majoritatea autorilor de lucrari de specialitate [1],[5], prin teoria dislocatiilor.

Ecruisarea conform acestei teorii este conditionata de urmatorii factori:

- *mobilitatea dislocatiilor existente pe planele de alunecare ale retelei cristaline;*
- *intensitatea cresterii densitatii dislocatiilor;*

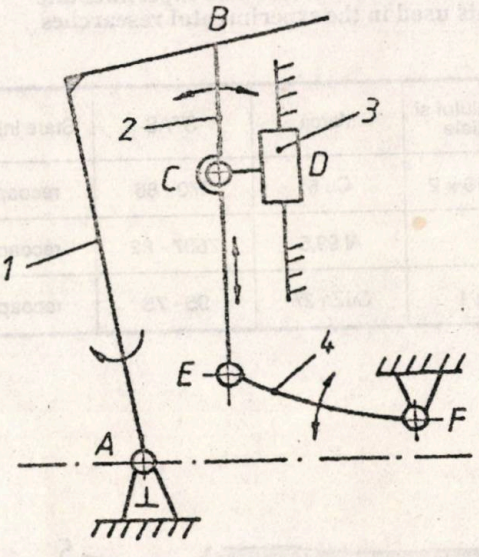


Fig. 1

Schema cinematica a mecanismelor pentru transmiterea miscarilor corespunzatoare unui ciocanel oscilant: 1 - cama (bucsa cu patine); 2 - tachet (tija de actionare cu role); 3 - cupla de translatie (bucsa fixa cu ghidaje); 4 - balansier (ciocanel oscilant); A - cupla plana de rotatie clasa 5; B - cupla plana de rotatie si translatie clasa 4; C - cupla de rotatie; D - cupla de translatie de clasa 5; E - cupla plana de rotatie mobila; F - cupla plana de rotatie fixa.
Cinematic scheme of the mechanism for motion transmission at an oscillating little hammer: 1 - skid - bushes; 2 - driving roller rod; 3 - translation coupling; 4 - oscillating little - hammer; A - plan rotation coupling of 5th class; B - plan rotation - translation coupling of 4th class; C - rotation coupling; D - translation coupling of 5th class; E - plan rotation moveable coupling; F - plan rotation fix coupling

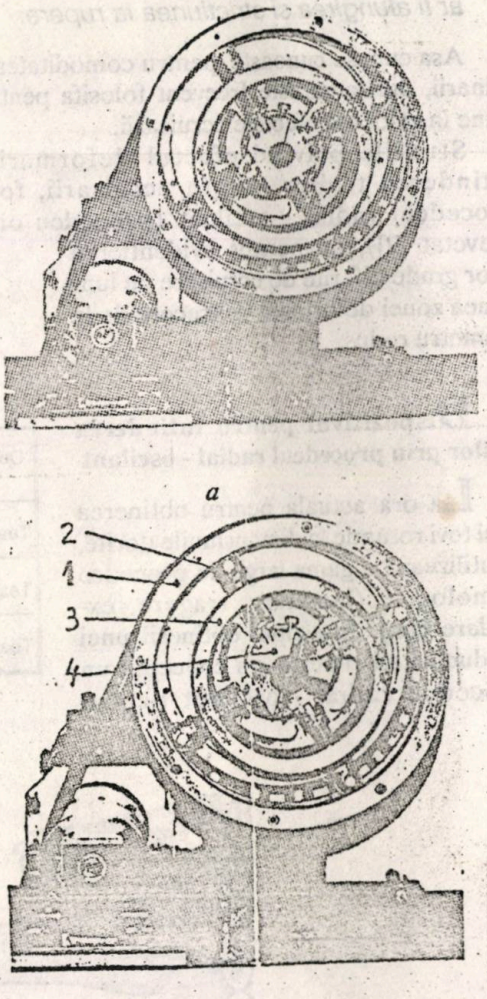


Fig. 2

Vedere generala a dispozitivului cu ciocanele oscilante; a - cu ciocanele oscilante în pozitia închis; b - cu ciocanele oscilante în pozitia deschis; 1 - bucsa cu patine (cama); 2 - tija de actionare cu role; 3 - bucsa fixa cu ghidaje; 4 - ciocanel oscilant
General view of the device with oscillating lott;e - hammers. a - with the oscillating little - hammers in position closed; b - with the oscillating little - hammers in pozition open (withdraw); 1 - skid - bushing; 2 - driving roller rod; 3 - fixed guide bushing; 4 - oscillating little hammer

- *interactiunile dintre dislocatii si bariere existente în retea cum sunt: atomii straini dizolvati, trepte imobile de dislocatii, bariere Cottrell - Lomer, bariere Cottrell, limitele de graunti, suprafetele de separare interfazice etc. Ca urmare, ecruisarea va creste o data cu scaderea mobilitatii dislocatiilor sau prin marirea numarului de dislocatii blocate.*

Cresterea ecruisarii duce, pentru materialul deformat la rece, la modificari substantiale ale proprietatilor si anume:

- *o crestere a proprietatilor de rezistenta cum ar fi duritatea, rezistenta la rupere si limita de curgere;*
- *o scadere a proprietatilor de plasticitate cum ar fi alungirea si strictiunea la rupere.*

Asa cum se cunoaste, pentru comoditatea determinarii, duritatea este frecvent folosita pentru a se pune în evidenta efectele ecruisarii.

Studiile privind efectul deformarii prin întinderea tevilor asupra ecruisarii, folosind procedeul radial - oscilant (procedeu original, brevetat [2]), au permis evidentierea unor grade diferite de ecruisare pe lungimea zonei deformate de trecere de la diametru redus.

Dispozitivul pentru întinderea tevilor prin procedeul radial - oscilant

La ora actuala pentru obtinerea unei tevi rotunde la dimensiunile dorite, se utilizeaza o gama larga de procedee tehnologice (laminare, tragere, extrudare etc.). In scopul obtinerii unei productivitati ridicate s-a conceput un procedeu radial - oscilant pentru întinderea tevilor rotunde la rece [2],[4], care combina efectele unor procedee clasice cum ar fi laminarea longitudinala în calibre deschise, forjarea radiala si tragerea.

În scopul realizarii efectului de întindere a tevilor rotunde s-a conceput si realizat un dispozitiv cu patru ciocanele oscilante [2], [3], cu care se deformeaza plastic la rece teava semifabricat producându-se reducerea acesteia. Schema cinematica de transmitere a miscarilor pentru unul din cele patru ciocanele oscilante simetrice în planul transversal fata de axa longitudinala este data în figura 1.

Mecanismul cu cama lucreaza în miscare de rotatie completa si continua perpendicular fata de planul desenului. Schema cinematica este formata din doua mecanisme, unul ce cuprinde sistemul motor si cama în miscare de rotatie într-un plan transversal considerat, si celalalt ce cuprinde pârghii cu miscare de oscilatie si translatie având cuple plane pentru un ciocanel oscilant.

Dispozitivul conceput si realizat, redat în figura 2 în pozitiile cu ciocanelele deschide (a) si închise (b), prin miscarile produse de cele patru ciocanele simetrice determina atât avansul tevii, cât si întinderea cu reducerea diametrului acesteia.

Tabelul 1

Materiale utilizate în cercetarile experimentale
Materials used in the experimental researches

Denumirea materialului si dimensiunile initiale	Marca	STAS	Stare initiala
Teava de cupru ϕ 19 x 2	Cu 5	270 - 86	recoapta
Teava Al ϕ 20 x 1,5	Al 99,5	7607 - 82	recoapta
Teava alama ϕ 16 x 1	CuZn 37	95 - 75	recoapta

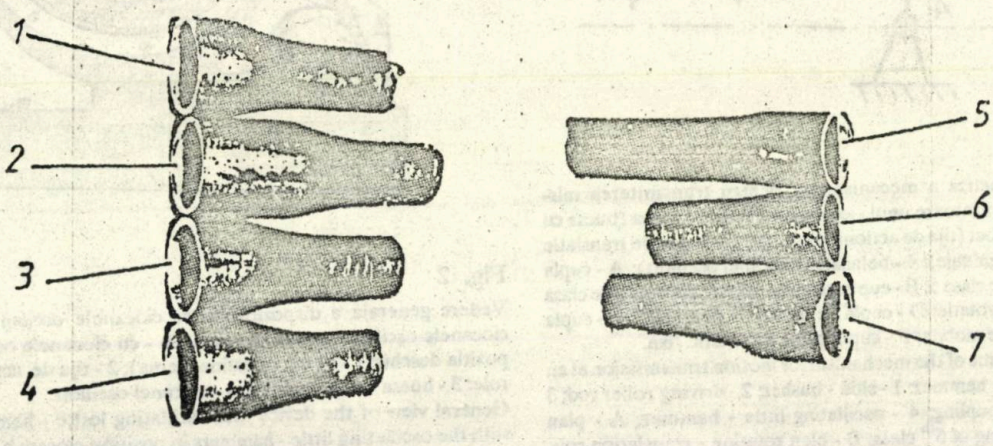


Fig. 3

Esantioane de tevi deformate plastic prin procedeul radial - oscilant; 1, 2, 3, 4, - tevi aluminiu; 5, 6 - tevi alama; 7 - teava cupru
Samples of deformed pipes by the radial - oscillating procedure: 1, 2, 3 , 4 - aluminium pipes; 5, 6 - brass pipes; 7 - copper pipe

Cercetari experimentale

Prin introducerea tevii semifabricat în zona de deformare a ciocanelelor oscilante si efectuarea alternativa a miscarii de avans în pasi si a miscarii de rotatie cu 45^0, s-a realizat deformarea plastica la rece cu întindere prin reducerea diametrelor si grosimii peretelui tevii, la un set de tevi din cupru, aluminiu si alama, redate în tabelul 1.

Procedeul se poate utiliza pentru întinderea tevilor rotunde în variantele "la gol", adica fara suport la interior, pe dorn cilindric deplasabil sau fix si pe dop profilat cu tija portdop.

În cadrul experimentarilor s-a efectuat deformarea plastica prin întindere a patru probe din teava semifabricat de aluminiu, doua probe de alama si o proba de cupru, care sunt redate în figura 3.

Variantele de deformare "la gol" sau "pe dorn", dimensiunile finale ale tevilor si gradul de deformare aplicat $\in\%$ sunt redate în tabelul 2. Având în vedere dimensiunile initiale ale tevilor semifabricat date în tabelul 1 si dimensiunile finale date în tabelul 2 au fost calculati urmatorii parametri:

- sectiunea initiala $S_i = \pi(D_e^2 - D_i^2)/4$ (1)

- sectiunea finala $S_f = \pi(d_e^2 - d_i^2)/4$ (2)

- gradul de reducere (deformare) $\in = (S_i - S_f)/S_i$ 100% (3)

Cercetarile au vizat probele nr. 1, 4, 5 si 7 din figura 3 si tabelul 2, care au fost sectionate initial longitudinal si apoi transversal dupa plane paralele, separând sapte zone redate în figura 4.

Pe suprafetele pregatite în sectiune longitudinala (1, 2... 7) si transversala (1', 2'... 7') prin slefuire si lustruire, s-au efectuat masuratori de microduritate, folosind un microdurimetru tip PMT - 3, cu sarcina de 100 g.

Valorile microduritatii obtinute în sectiune longitudinala si în plane transversale în cele sapte zone sunt date în tabelul 3, iar gradele de deformare plastica realizate în cele sapte zone sunt date în tabelul 4.

Folosind datele din tabelele 3 si 4 si cu ajutorul unui calculator IBM - PC 486 au fost trasate grafice de variatie a microduritatii în unitati Vickers (MHV) ce exprima ecruisarea în functie de gradul de deformare calculat în planele transversale considerate ale fiecarei probe, graficele date în figura 5.

Concluzii

Din studiul graficelor trasate, a rezultatelor obtinute în urma experimentarilor, precum si a teoriilor existente cu privire la ecruisare se pot trage urmatoarele concluzii:

a) la toate probele deformate plastic la rece prin procedeul radial - oscilant, se constata o crestere a microduritatii o data cu cresterea gradului de deformare conform teoriei dislocatiilor;

b) din grafice si dupa valorile determinate si calculate rezulta ca proba cea mai ecruisata este proba (5) din alama, iar

Tabelul 2

Variantele de deformare, dimensiunile finale si g dele de deformare ale tevilor deformate plastic
The deformation variants, final sizes and t e deformation degree , plastical deformed

Nr. proba	1	2	3	4	5	6	7
Material Parametru	Al "la gol"	Al pe dorn ϕ 10	Al pe dorn ϕ 11	Al pe dorn ϕ 12	CuZn 37 "la gol"	CuZn37 rn ϕ 12	Cu "la gol"
d_e (mm)	13,5	13,5	13,5	13,5	13,5	13,5	13,5
d_i (mm)	9,5	10,0	11,0	12,0	11,3	11,5	8,5
g_f (mm)	2,0	1,75	1,25	0,75		1,0	2,5
S_i (mm^2)	87,2	87,2	87,2	87,2	47,2	47,2	106,8
S_f (mm^2)	72,2	64,6	48,1	30,0	42,8	39,3	86,4
ε [%]	17,2	25,9	44,8	65,6	9,3	16,7	19,1

Tabelul 3

Valorile microduritatii în sectiune longitudinala si planele transversale considerate
The values of the microhardness in the longitudinal sections and the considered transversal plans

Nr. zona	Valori de microduritati în zonele:						
Proba	1 (1') A - A	2 (2') B - B	3 (3') C - C	4 (4') D - D	5 (5') E - E	6 (6') F - F	7 (7') G - G
Cu5 (prb. 7)	36 (50)	67 (86)	77 (96)	82 (100)	88 (108)	89 (120)	108 (130)
Al99,5 (1)	18 (20)	28 (29)	36 (37)	37 (38)	38 (40)	42 (42)	44 (46)
Al99,5 (4)	22 (23)	32 (35)	37 (40)	41 (41)	44 (44)	47 (48)	52 (54)
CuZn37 (5)	44 (72)	77 (128)	92 (146)	95 (163)	101 (200)	137 (210)	154 (215)
Obs: 1,2 ....7 sunt în plane longitudinale, iar 1', 2' ....7' sunt în plane transversale							

Tabelul 4

Valorile gradelor de deformare, %
The values of the degreees of deformation, %

Plan	A - A	B - B	C - C	D - D	E - E	F - F	G - G
Proba	Grad de deformare ε [%]						
Cu5 (prb. 7)	0	1,2	4,5	9,3	14,7	18,3	19,1
Al99,5 (1)	0	3,3	6,2	10,1	14,2	16,4	17,2
Al99,5 (4)	0	12,2	7,9	35,7	41,6	53,4	65,5
CuZn37 (5)	0	2,6	5,4	10,2	12,8	13,1	13,5

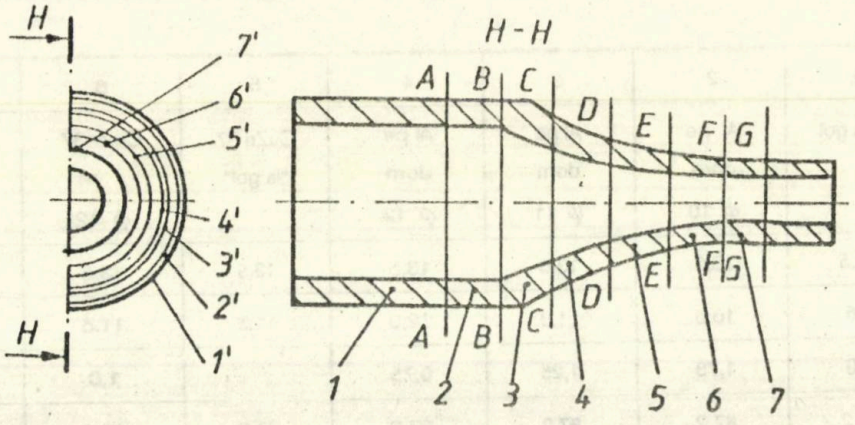
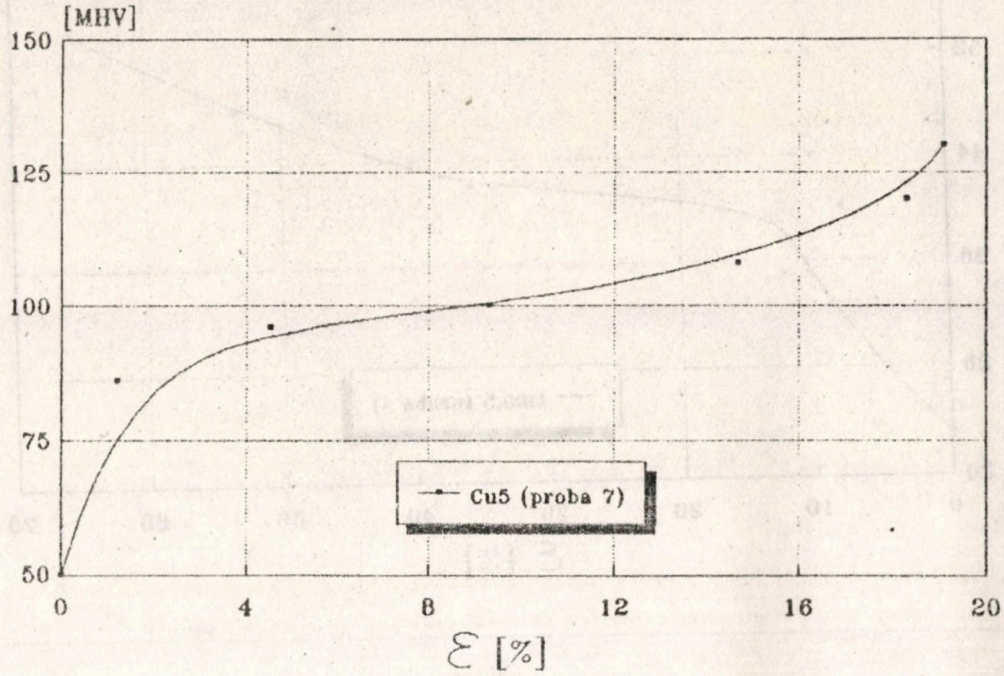
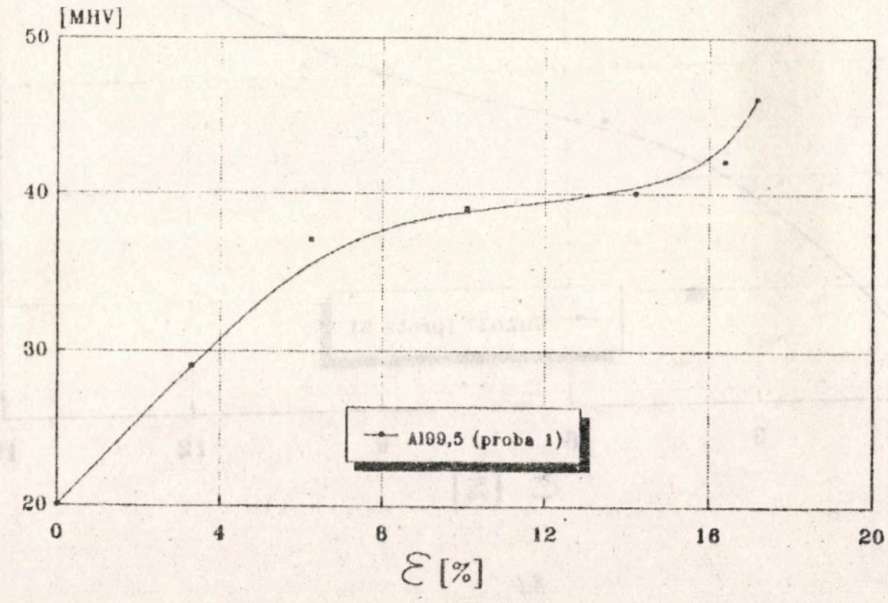


Fig. 4

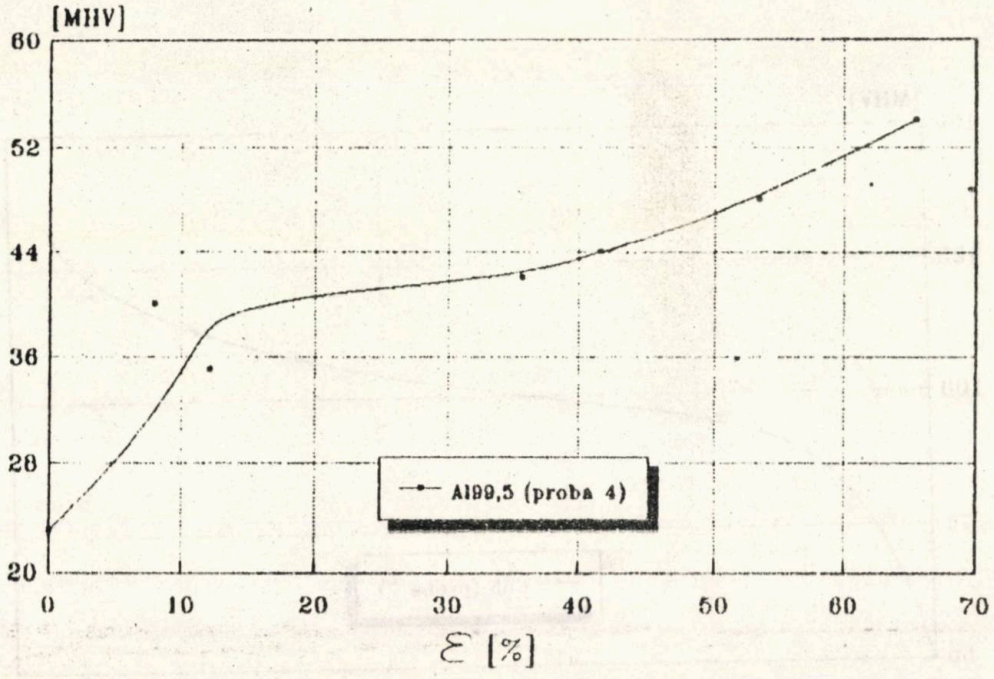
Zonele (1, 2, 3, ...7), planele de sectionare a probelor din tevi deformate (A - A . . . G -G) si zonele corespunzatoare (1', 2', . . . 7')
Zones (1, 2, . . . 7) plans for samples' sectioning from deformed pipes (A - A . . . G - G) and zones correspondingly (1', 2', . . . 7').


[MHV]
150
125
100
75
50
0
4
8
12
16
20
Cu5 (proba 7)
ε [%]

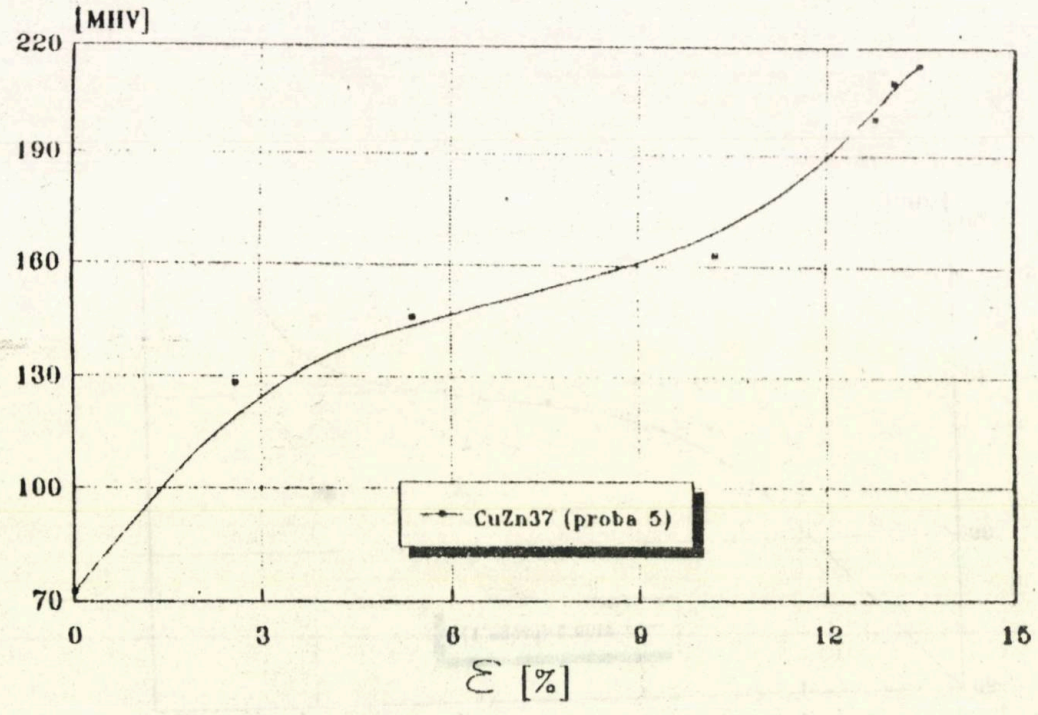
5a


[MHV]
50
40
30
20
0
4
8
12
16
20
Al99,5 (proba 1)
ε [%]

5b



5c



5d

Fig. 5

Variatia microduritatii fn unutati Vickers (MHV) fn functie de gra: dul de deformare, ∈%; a - Cu% (proba 7); b - Al99,5 (proba 1); c- Al99,5 (proba 4); d - CuZn37 (proba 5)

Microhardness variation in Vickers unities (MHV) as a function of the deformation degree, ∈%: a - Cu5 (sample 7); b - Al99,5 (sample 1); c - Al99,5 (sample 4); d - CuZn3 (sample 5)

dintre cele doua probe de aluminiu cea mai ecruisata este proba (4) deformata pe dorn cilindric. Acest lucru confirma cele aratate de teoria dislocatiilor, ca ecruisarea este mai puternica la aliaje (alama) fata de metalele pure (Cu si Al);

c) se observa din grafice ca în primele zone (1, 2, 3) ecruisarea este mai putin pronuntata întrucât în aceasta parte gradul de deformare este mic deoarece aici se produce o reducere a diametrului tevii, iar în ultimele zone (4, 5, 6, 7) ecruisarea creste deoarece gradul de deformare se mareste datorita si subtierii peretelui tevii.

d) ecruisarea la deformarea plastica prin procedeul radial - oscilant este substantial mai mica în comparatie cu alte procedee tehnologice de întindere si reducere a tevilor (laminare longitudinala în calibre deschise, tragere, extrudare) pentru acelasi grad de deformare conform si teoriei expuse de autorul lucrarii [1], unde se arata ca ecruisarea este cu atât mai redusa cu cât numarul treptelor în care s-a aplicat reducerea totala a fost mai mare, efect ce are loc în cazul deformarii radial - oscilante.

BIBLIOGRAFIE

[1] **Cazimirovici E., Negulescu I., Tîrcolea M., Raducanu D.**: *Teoria si tehnologia deformarii prin tragere*. Editura Tehnica, Bucuresti, 1990.

[2] **Florescu A.**, s.a. - *Procedeu si dispozitiv pentru alungirea la rece a tevilor prin reducerea diametrelor si grosimii peretelui*. Brevet de inventie, nr. 107568 B, în B.O.P.I., nr. 6/94, p. 27, Bucuresti, 1994.

[3] **Florescu A.**, s.a. - *Dispozitiv cu ciocane oscilante pentru tragerea la rece a tevilor rotunde*. Buletinul I.P. Iasi, Tomul XL (XLIV), fasc. 3-4, vol. II, sectia IX, p. 930-935, Iasi, 1994.

[4] **Florescu A.**, s.a. - *Metoda speciala pentru tragerea la rece a tevilor rotunde*, Buletinul I.P. Iasi, Tomul XL (XLIV), fasc. 3-4, vol. II, sectia IX, p. 919-922, Iasi, 1994.

[5] **Badea S., Stoica N.**, - *Studiul starii de ecruisare a tevilor rotunde trase din cupru*. În: Metalurgia, România, vol, 29, nr. 10, oct., 1977, p. 530-532.

REVISTA REVISTELOR

Giesserei-Praxis, *Germania, 1994, nr.5-6*

¤ *Giesserei-Praxis actual*

- *Informatii din industrie si economie, p.80*
- *Pregatirea* GIFA '94 *si a conferintei* THERMPROCESS, *p.80*
- *Lucrari de specialitate*
- **Ambos E., WeissK., Richter U.**: *Proiectarea si planificarea productiei la turnatoriile de serii medii, p.97*
- **Tosi G., Pedaci A.**: *Evaluarea productiei de fonta cenusie utilizând diverse cuptoare rotative, p.102*
- **Frost G.M., Stefanescu D.M.**: *Evaluarea calitatii metalului lichid la fonta cenusie prin analiza termica computerizata, p.107*
- **Woelke G.**: *Raport asupra Conferintei Germane Mechanite 1993, p.117*
- *Informatii din literatura de specialitate, p.120*
- *Impresii, p.120*

STUDY OF THE WORK - HARDENING IN THE DEFORMATION ZONE BY THE RADIAL - OSCILLATING PROCEDURE AT THE ROUND PIPES STRETCHING

Lecturer eng. Aurel Florescu
Assist.eng. Costica Bejinariu
Assist.eng. Radu Comaneci
Technical University "Gh.Asachi" Iassy

C.Z.: 621.774

As it know, at the cold plastical deformation, it takes place the phenomenon of work - hardening (hardening under stress) explained by most authors by the theory of dislocations [1], [5].

The work - hardening is conditioned by the following factors:

- *the mobility of the existent dislocation on the sliding plans of the crystalline network;*
- *the i... ...ty of growing of the density of dislocations;*
- *the interactions between dislocations and the existent barriers inside the network such: solved strange atoms motionless steps of dislocations Cottrell - Lomer barriers, Cottrell barriers, ground boundaries, interphasic separation surfaces etc. Thus the work - hardening will increase with the dislocations'*

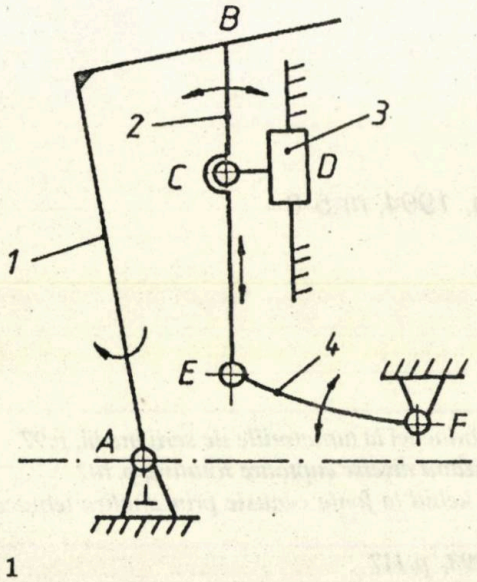
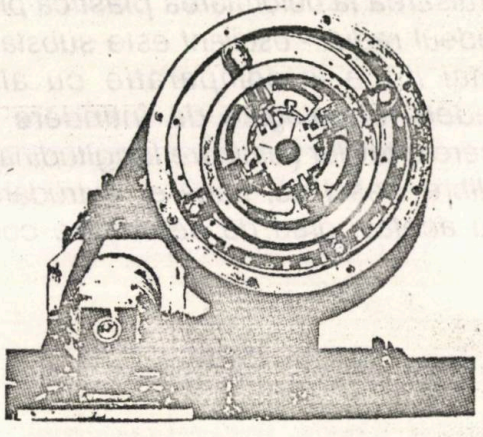
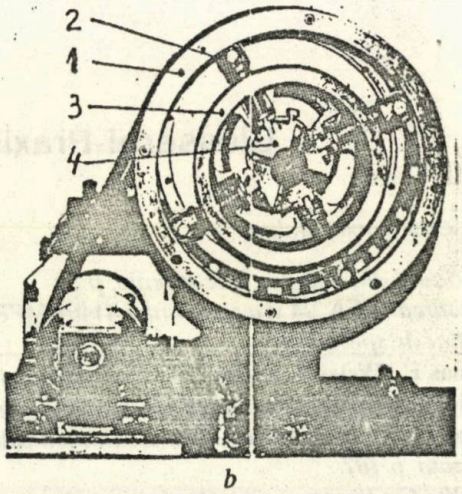


Fig. 1

Cinematic scheme of the mechanism for motion transmission at an oscillating little hammer: 1 - skid - bushes; 2 - driving roller rod; 3 - translation coupling; 4 - oscillating little - hammer; A - plan rotation coupling of 5th class; B - plan rotation - translation coupling of 4th class; C - rotation coupling; D - translationcoupling of 5th class; E - plan rotation moveable coupling; F - plan rotation fix coupling



a



b

Fig. 2

General view of the device with oscillating lott;e - hammers. a - with the oscillating little - hammers in position closed; b - with the oscillating little - hammers in pozition open (withdraw); 1 - skid - bushing; 2 - driving roller rod; 3 - fixed guide bushing; 4 - oscillating little hammer

mobility diminishing or by enhancing the number of the blocked dislocations.

The enhancing of the work - hardening leads at a substantial change in the properties of the deformed material, namely:

- *an enhancing of the resistance properties such: hardness, resistance at breaking and flowing limit;*
- *a diminishing of the plastical properties such: lengthening and breaking striction.*

For an easier determination, the hardness is usually used for putting into evidence the effects of work - hardening.

The studies concerning the effect of deformation through the lengthening of pipes upon the work - hardening using the radial - oscillating procedure (original procedure, patented [2]), have enabled the observation of some different degrees of work - hardness on the length of the plastically deformed zone of passage from the big diameter to the small diameter.

The device for the lengthening of pipes by the radial - oscillating procedure

For the obtaining of a round pipe, at desired sizes, there are in use many technological procedures (rolling, drawing, extrudation etc.). For obtaining a high level of the productivity we conceived a radial - oscillating procedure for cold - lengthen round pipes [2], [4], procedure that combines the effects of some classical procedures as longitudinal rolling, in open gauge, radial forging and drawing.

For achieving the effect of lengthening of round pipes we conceived and realized a device with four oscillating little - hammers [2], [3] with the help of which the semi - product pipe is deformed achieving its reduction. The cinematic scheme of motions' transmission for one little - hammer is given in figure 1.

The skid bushing mechanism works in a complete, continuous rotation motion, perpendicular on the plan of the drawing. The cinematic scheme is made by two mechanisms, one the comprises the engineand the skid - bushing in a rotation motion, in a transversal plan considered and the other comprises rods with oscillating and translation motions having plan - couplings for the oscillating, little hammer.

The device conceived and achieved, given in figure 2 with withdraw little - hammers (a) and closed little - hammers (b), by the advance of the material and the lengthening with the reduction of the pipe diameter.

Table 1

Materials used in the experimental researches

Crt. no.	Material's name and initial sizes	Mark	STAS	Initial state
1	Cu pipe ϕ 19 x 2	Cu 5	270 - 86	annealed
2	Al pipe ϕ 20 x 1,5	Al 99,5	760 - 82	annealed
3	Brass pipe ϕ 16 x 1	CuZn 37	95 - 75	annealed

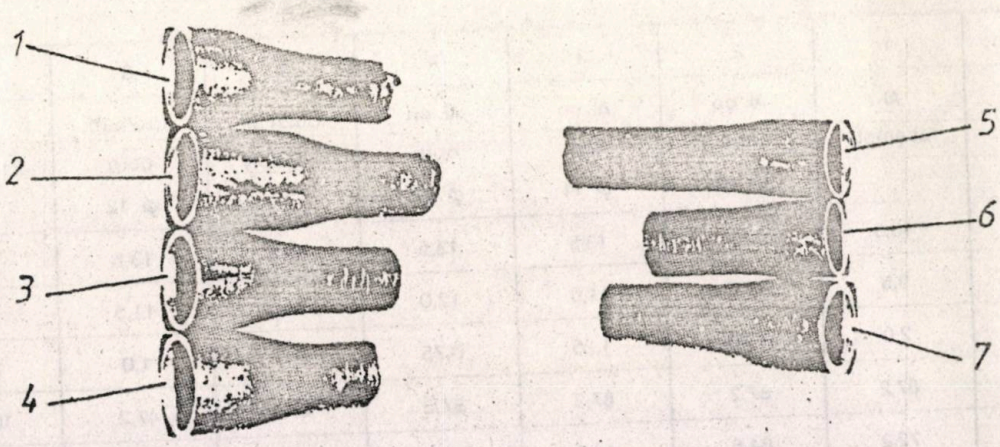


Fig. 3

Samples of deformed pipes by the radial - oscillating procedure: 1, 2, 3 , 4 - aluminium pipes; 5, 6 - brass pipes; 7 - copper pipe

Experimental researches

By the introduction of the semi - product pipe in the deformation zone of the oscillating little - hammers and by the alternative making of the advance motion in steps and of the rotation motion with 45^0, we achieved the plastical cold deformation with lengthening by the reduction both of diameter and thickness of the pipe. We worked with the set of pipes from copper, aluminiu and brass, given in table 1.

The procedure can be done for lengthening round pipes in the variants "at empty", i.e. without an interior support, on a cylindric displacebil of fix dorn and a profiled slug with a port - slug rod.

We experimented four aluminium samples , two brass samples and one copper sample , given in figure 3.

The variants of deformation "at empty" or "on dorn", the final sizes of pipes and the degree of deformation applied $\in$% is given in table 2. Taking in to account the initial sizes of the semi - product pipes, given in table 1 and the final sizes given in table 2 the following parameters have been calculated :

- the initial cros - section $S_i = \pi (D_e^2 - D_i^2)/4$ (1)
- the final cros section $S_f = \pi (d_e^2 - d_i^2)/4$ (2)
- the degree of reduction $\in = (S_i - S_f)/S_i\ 100\%$ (3)

The researches had in view the samples no. 1, 4, 5 and 7 from figure 3 and table 2, that were previously, longitudinal making sectioned and than transversely after parallel plans making seven zones given in figure 4.

On the prepared surfaces in the longitudinal section (1, 2, . . . 7) and in transversal section (1', 2', . . . 7') by polishing and thin polishing, we took microhardness measurements, using a microhardness - meter, type PTM - 3, with 100g - task.

The values obtained for the microhardness obtained in the longitudinal section and in the transversal plans, in those 7 zones that are given in table 3 and the degrees of plastical deformation in those 7 zones that are given in table 4.

Using the data from the table 3 and 4 with the help of an IBM - PC 486 there were been drawn the curves of variation of the microhardness Vickers unities (MHV) that express the work - hardening as a function of the degree of deformation computed are given transversal plans considered on each sample. These curves are given in figure 5.

Conclusions

Studying the curves, the results obtained at the experiments as well as the existent theories concerning the work - hardening, the following conclusions may be drawn:

a) At all of the samples plastically cold deformated by the radial - oscillating procedure, we find an enhancing of the microhardness with the degree of deformation in accordance with the dislocations theory;

Table 2

The deformation variants, final sizes and the deformation degree of the pipes, plastical deformed

Sample no.	1	2	3	4	5	6	7
Material	Al	Al on	Al on	Al on	CuZn 37	CuZn37	Cu
Parameter	"at empty"	dorn ϕ 10	dorn ϕ 11	dorn ϕ 12	"at empty"	dorn ϕ 12	"at empty"
d_e (mm)	13,5	13,5	13,5	13,5	13,5	13,5	13,5
d_i (mm)	9,5	10,0	11,0	12,0	11,3	11,5	8,5
g_f (mm)	2,0	1,75	1,25	0,75	1,1	1,0	2,5
S_i (mm^2)	87,2	87,2	87,2	87,2	47,2	47,2	106,8
S_f (mm^2)	72,2	64,6	48,1	30,0	42,8	39,3	86,4
ϕ [%]	17,2	25,9	44,8	65,6	9,3	16,7	19,1

Table 3

The microhardness values in section longitudinal and the transversal plans considered

Crt. no.	Zone no. / Sample	Values of microhardness in zones:						
		1 (1') A - A	2 (2') B - B	3 (3') C - C	4 (4') D - D	5 (5') E - E	6 (6') F - F	7 (7') G - G
1	Cu5 (7)	36 (50)	67 (86)	77 (96)	82 (100)	88 (108)	89 (120)	108 (130)
2	Al99,5 (1)	18 (20)	28 (29)	36 (37)	37 (38)	38 (40)	42 (42)	44 (46)
3	Al99,5 (4)	22 (23)	32 (35)	37 (40)	41 (41)	44 (44)	47 (48)	52 (54)
4	CuZn37 (5)	44 (72)	77 (128)	92 (146)	95 (163)	101 (200)	137 (210)	154 (215)
Obs: 1, 2 ....7 are in longitudinal plans and 1', 2', ...7" are in transversal plans.								

Table 4

The values of the deformation degreees , %

Crt. no.	Plan / Sample	A - A	B - B	C - C	D - D	E - E	F - F	G - G
		Deformation degree ε [%]						
1	Cu5 (7)	0	1,2	4,5	9,3	14,7	18,3	19,1
2	Al99,5 (1)	0	3,3	6,2	10,1	14,2	16,4	17,2
3	Al99,5 (4)	0	12,2	7,9	35,7	41,6	53,4	65,5
4	CuZn37 (5)	0	2,6	5,4	10,2	12,8	13,1	13,5

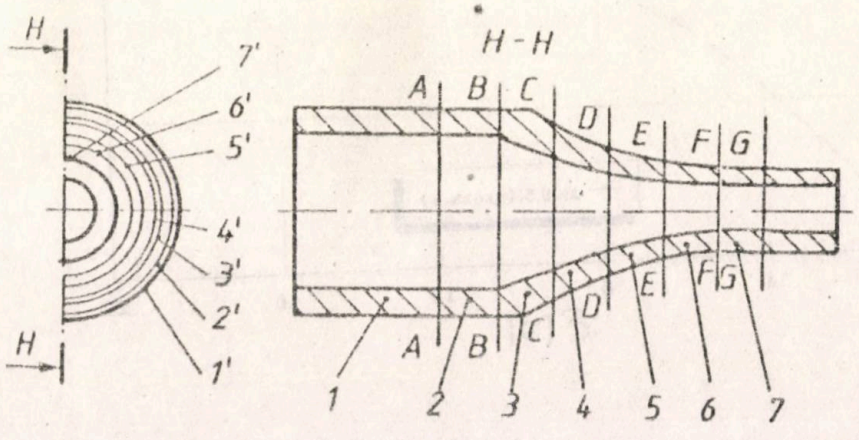
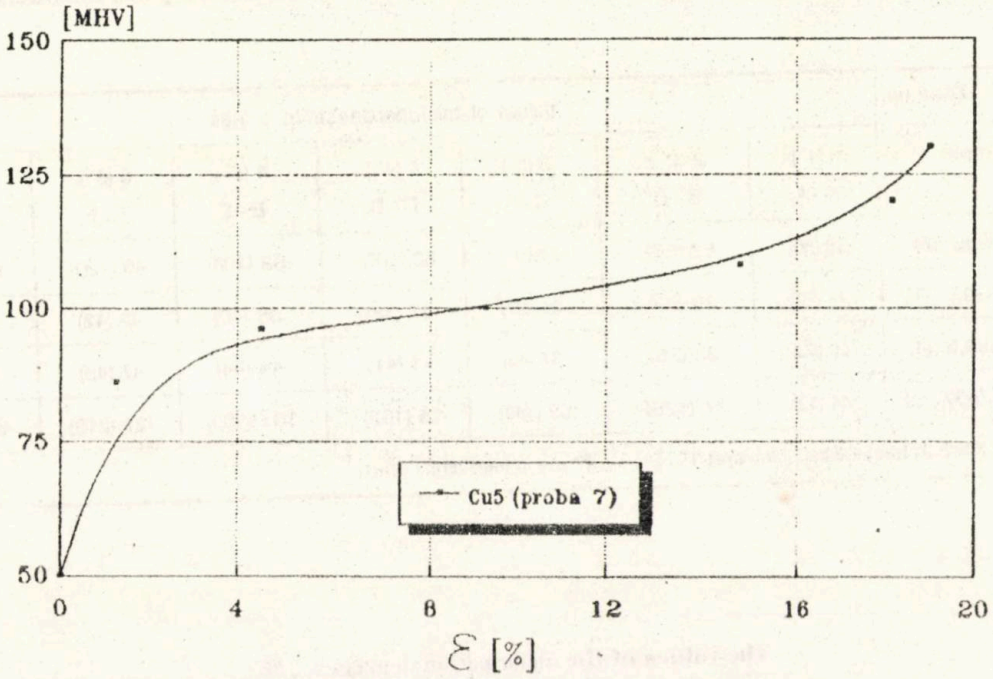
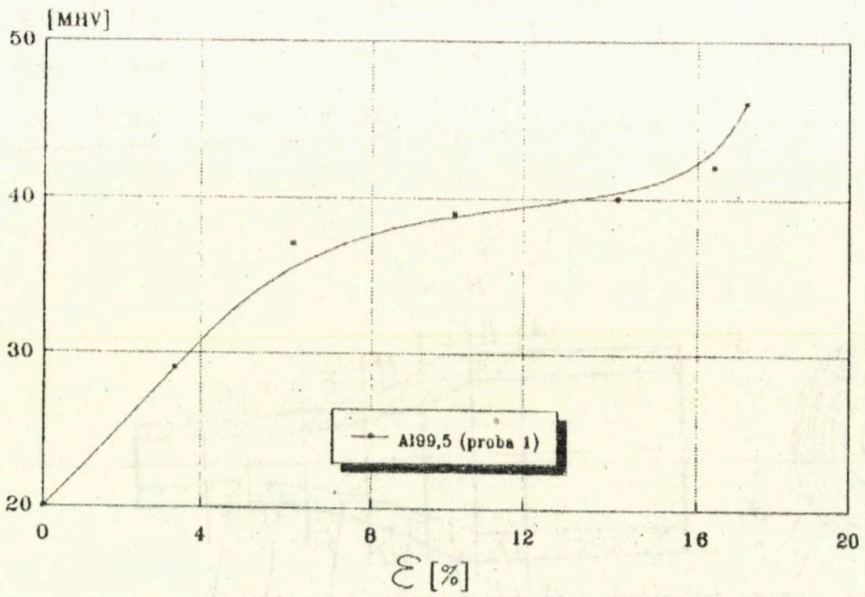


Fig. 4

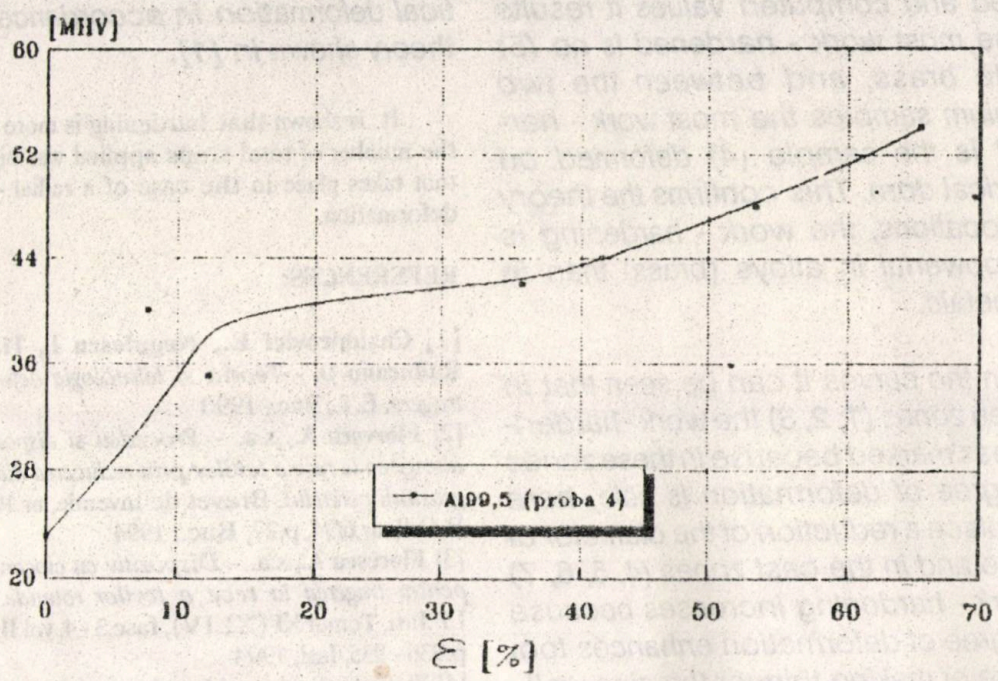
Zones (1, 2, . . . 7) samples' sectioning plans from deformed pipes (A - A . . . G - G) and correspondingly zones (1', 2', . . . 7').


[MHV]
150
125
100
75
50
0
4
8
12
16
20
Cu5 (proba 7)
ε [%]

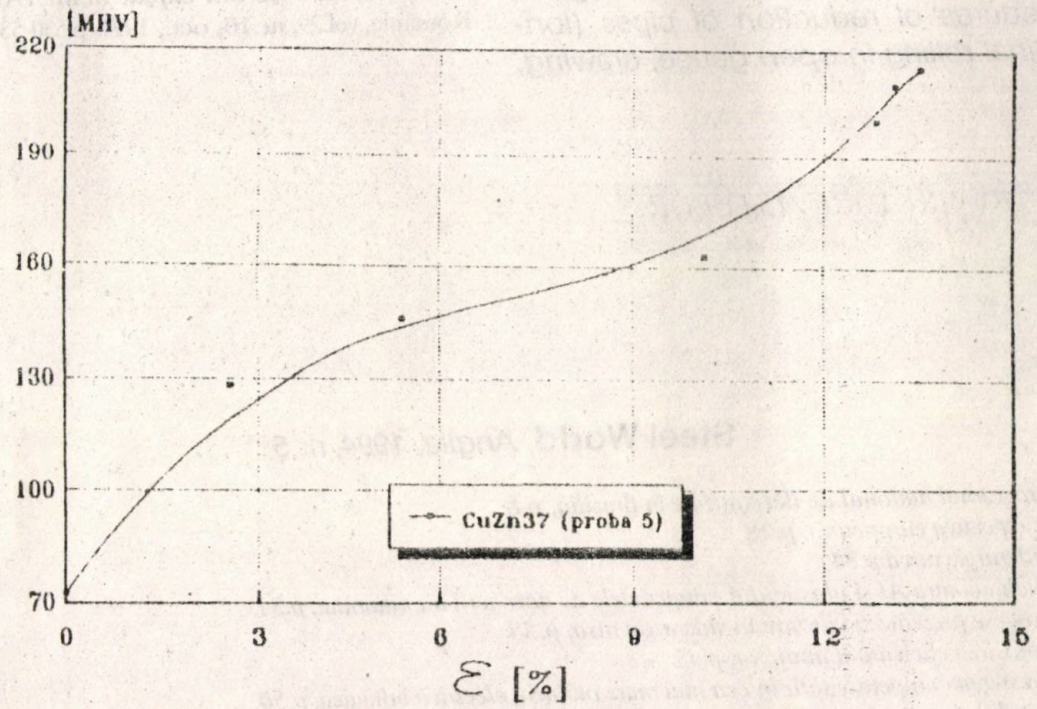
5a


[MHV]
50
40
30
20
0
4
8
12
16
20
Al99,5 (proba 1)
ε [%]

5b



5c



5d

Fig. 5

Microhardness variation in Vickers unities (MHV) as a function of the deformation degree, ∈%: a - Cu5 (sample 7); b - Al99,5 (sample 1); c - Al99,5 (sample 4); d - CuZn3 (sample 5)

b) From the curves and after the determinated and computed values it results that the most work - hardened is no (5) sample brass, and between the two aluminium samples the most work - hardened is the sample (4) deformed on cylindrical dorn. This confirms the theory of dislocations, the work - hardening is more powerful in alloys (brass) than in pure metals.

c) From the curves it can be seen that in the three zones (1, 2, 3) the work - hardening is less marked because in these zones the degree of deformation is little, here taking place a reduction of the diameter of the pipe and in the cast zones (4, 5, 6, 7) the work - hardening increases because the degree of deformation enhances too, because of making thinner the pipe wall.

d) Hardening at the plastical deformation by the radial - oscillating procedure is substantial less than at after technological procedures of reduction of pipes (longitudinal rolling in open gauge, drawing, extrudation) for the same degree of plastical deformation in accordance with the theory shown in [1].

It is shown that hardening is more reduced as the number of total steps applied was bigger, effect that takes place in the case of a radial - oscillating deformation.

REFERENCES:

[1] **Cazimirovici E., Negulescu I., Tîrcolea M., Raducanu D.** - *Teoria si tehnologia deformarii prin tragere*. E.T., Buc., 1990

[2] **Florescu A.**, s.a. - *Procedeu si dispozitiv pentru alungirea la rece a tevilor prin reducerea diametrelor si grosimii peretelui*. Brevet de inventie, nr.107568 B, în B.O.P. nr.6/94, p.27, Buc., 1994

[3] **Florescu A.**, s.a. - *Dispozitiv cu ciocane oscilante pentru tragerea la rece a tevilor rotunde*. Buletinul I.P.Iasi, Tomul XI (XLIV), fasc.3 - 4, vol.II, sectia IX, p.930 - 935, Iasi, 1994

[4] **Florescu A.**, s.a. - *Metoda speciala pentru tragerea la rece a tevilor rotunde*. Buletinul I.P.Iasi, Tomul XL (XLIV), fasc.3 - 4, vol.II, sectia IX, p.919 - 922, Iasi, 1994

[5] **Badea S., Stoiac N.** - *Studiul starii de ecruisare a tevilor rotunde trase din cupru*. In METALURGIA, România, vol.29, nr.10, oct., 1977, p.530-532

REVISTA REVISTELOR

Steel World, *Anglia, 1994, nr.5*

- *Programul national de dezetatizare în Brazilia, p.8*
- *Perspectiva europeana, p.18*
- *Siderurgie turca p.24*
- *Otelui contra Al si plasticului - materialele de caroserii ale viitorului, p.31*
- *Procese prezente si viitoare în siderurgia rusa, p.38*
- *Folosirea eficienta a aliajelor, p.45*
- *Cresterea competitivitatii în cea mai mare otelarie electrica britanica, p.50*
- *Fundul cuptoarelor cu arc de c.c. drumul spre performante superioare, p.53*
- *Prevenirea ruperii sleburilor - model matematic, p.60*
- *Optimizarea programului de laminare la rece, p.64*
- *Soft avansat pentru prelucrarea sistemelor de deplasare a benzii de otel la prelucrare, p.68*
- *Pregatirea automata a esantioanelor de otel, p.76*

DILUANTI PENTRU LACURI SI VOPSELE PE BAZA DE ULEIURI NATURALE SI RASINI ALCHIDICE DIN MATERII PRIME COCSOCHIMICE

Ing. Iren David
Ing. Ioan Stoica
Ing. Ilie Toroiman
Ing. Maria Gabor

S.C. "SIDERURGICA" S.A. HUNEDOARA

C.Z.: 541

Uzina cocsochimica din cadrul S.C.SIDERURGICA S.A. HUNEDOARA pusa în functiune pe etape din anul 1955 pâna în anul 1964 a fost proiectata utilizându-se tehnologiile anilor 1945-1955. In cei 40 de ani de functionare nu s-a reusit înlocuirea nici uneia din tehnologiile initiale, lucrarile de modernizare începute în a doua jumatate a deceniului al optulea fiind sistate în 1990 din lipsa de fonduri.

Întrucât în etapa actuala retehnologizarea de fond a sectiilor de productie nu are practic sanse de realizare, fondurile necesare fiind de ordinul sutelor de miliarde lei, pentru cadrele tehnice din uzina, problema de baza consta în aplicarea din mers a unor solutii care sa permita reducerea impactului functionarii uzinei asupra mediului înconjurator si a cresterii eficientei economice. În acest sens din analiza conjuncturala asupra cererilor pe piata interna a produselor chimice traditionale ale uzinei s-a tras concluzia ca utilizând unele subproduse rezultate la cocsificarea huilei si instalatiile existente, prin modificari ale tehnologiilor de fabricatie se pot obtine produse noi pentru care exista cereri pe piata interna. Un astfel de exemplu îl constituie fabricarea de diluant aromatic pentru lacuri, emailuri si vopsele pe baza de uleiuri, rasini alchidice si alchidice- acrilate.

Adaptarea tehnologiei de fabricatie pentru obtinerea noului produs s-a preconizat pe baza datelor culese din literatura de specialitate privind modul de actiune al amestecurilor de solventi asupra materialelor peliculogene [1]. In acest mod a fost pus la punct un procedeu simplificat dupa o urmarire atenta a variatiei parametrilor privind materia prima utilizata si conditiile de lucru, începând cu calitatea benzenului brut, a fractiei TXS (toluen-xilen-solvent) precum si compozitia diluantilor aromatici obtinuti în faza de laborator.

Variantele de lucru experimentate în faza de laborator - cu si fara rafinarea chimica prealabila a materiei prime - au dus la concluzia ca variantele fara spalare nu sunt indicate si ca subvariantele fara separarea prealabila a benzenului duc la p.oduse finale cu continut de benzen, ceea ce este inacceptabil sub aspect igienico-sanitar [2],[3].

Având în vedere acest lucru, la experimenatarile industriale a fost utilizata ca materie prima pentru producerea de diluant aromatic cocsochimic, fractia TXS. Fractia TXS este amestecul de hidrocarburi ramas dupa separarea benzenului tehnic din benzenul brut rafinat chimic si tratat cu aburi.

Calitatea fractiei TXS este prezentata în tabelul 1.

Tabelul 1

Calitatea fractiei TS
TS fraction quality

Caracteristici	Proba nr.				
	1	2	3	4	5
Densitate, g/cm^3	0,865	0,865	0,865	0,868	0,868
Distilare, %, vol					
- punct initial de fierbere, ^{0}C	102	101	100	102	103
- punct final de fierbere, ^{0}C	162	158	155	165	160
- între punct initial si final de fierbere, distilare, %, vol	95	95	95	96	96

Din determinarile efectuate reiese ca temperatura începutului de distilare este de peste 100^{0}C si prezinta limite restrânse, între 100 si 103^{0}C, iar distilatul de peste 95% prezinta oscilatii între 155 - 165^{0}C.

Pentru obtinerea diluantului aromatic cocsochimic a fost utilizata instalatia cu functionare periodica existenta pentru prelucrarea fractiei TXS.

Schema tehnologica a instalatiei este prezentata în figura 1.

Instalatia pentru prelucrarea discontinua a fractiei TXS se compune din blaza, coloana de distilare, condensator - racitor, separator de produs, rezervor

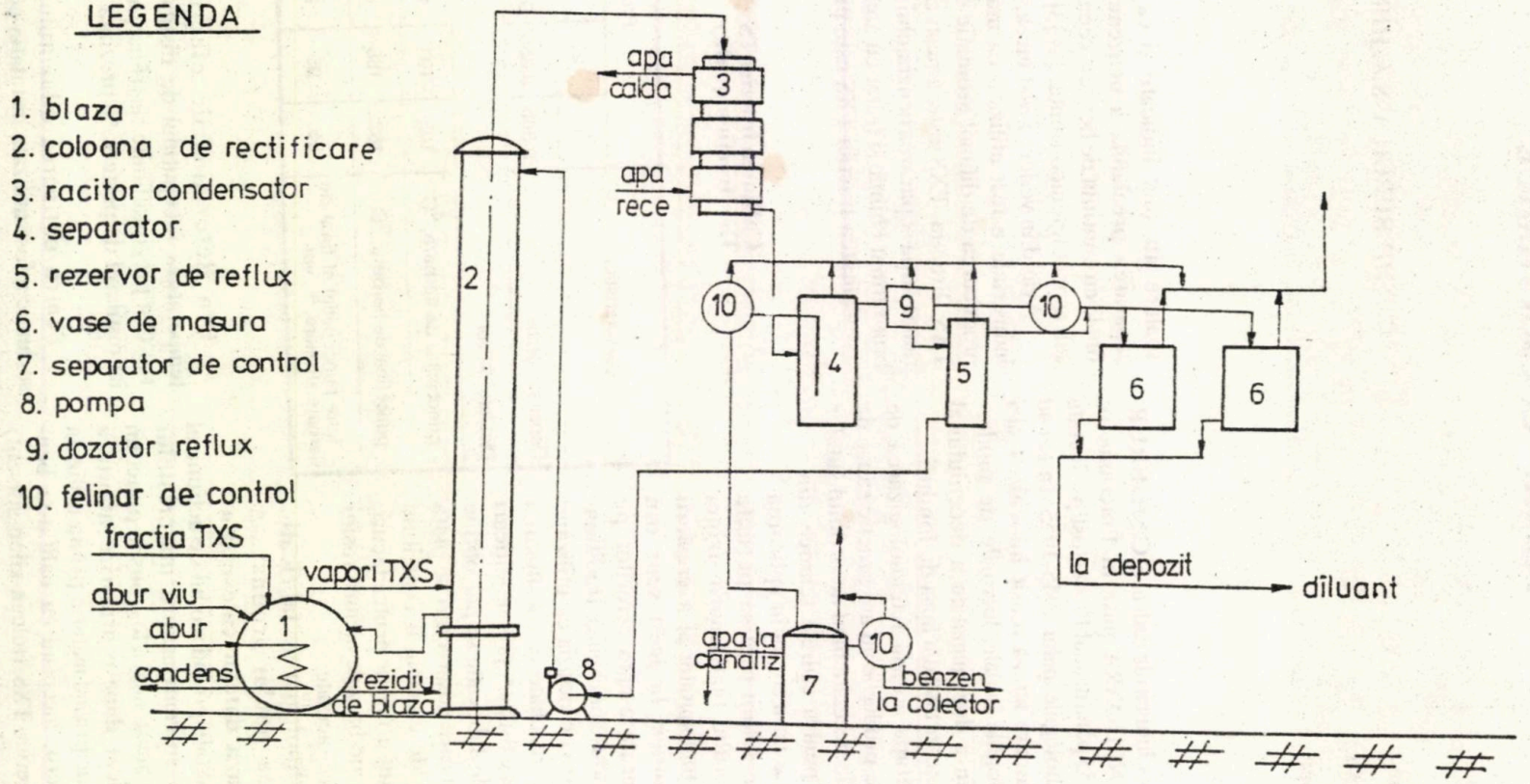
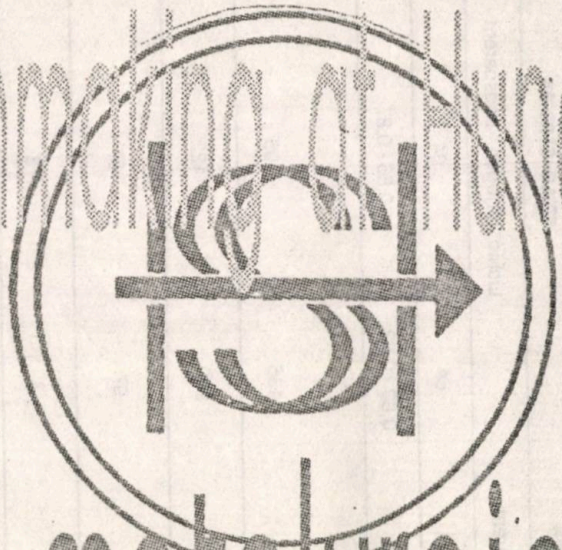


Fig. 1

Instalatia pentru separarea discontinua a fractiei TXS
Plant for discontinuous separation of the TXS fraction

2000 2000 de ani

of ironmaking at Hunedoara



de metalurgie la Hunedoara

Tabelul 2

Caracteristicile diluantului aromatic cocsochimic obtinut din fractia txs, la experimentari industriale

Coke-chemical aromatic diluent characteristics, obtained from TXS fraction, at industrial experiments

CARACTERISTICI	TIPUL DILUANTULUI						
	DILUANT AROMATIC COCSOCHIMIC	D.104	D.509	D.510	D.511	D.523	D.524
		STAS 3124-75		STAS 3123-85			
- Aspect	limpede transparent	limpede transparent		Lichid omogen, transparent			
- Culoare mg $K_2Cr_2O/1$ - max.		64	64	64	64	64	64
- Densitate relativa la 20°C	0,8673	0,78 - 0,80	0,80 - 0,82	0,86 - 0,87	0,85 - 0,86	0,85 - 0,87	0,90 - 0,93
- Distilare:							
– pct.initial de fierbere, °C max.	105	104	136	106	110	135	93
– pct.final de fierbere, °C max.	157	200	200	122	185	186	154
– între pct.initial si final de fierbere distilare, %, vol.min.	98,5	96	97	97	96	97	98
- Indice de aciditate cm^3 sol. 0,1n KOH/100 cm^3 max.	0,34	3	3	3	3	1	-
- Volatilitate relativa fata de eter etilic, max.		70	50	12	12	50	50
- Miscibilitatea cu produsul pentru diluarea caruia este destinat în raport de 1:1 vol.	omogen, fara coagulare, fara precipitat	omogen, nu coaguleaza sau precipita		Omogen, uniform, nu coaguleaza sau precipita			
- Evaporare	fara pete	-		-	-	-	-

de reflux si vase pentru masurarea si receptionarea produselor obtinute.

În timpul procesului de obtinere a diluantului controlul functionarii instalatiei s-a efectuat prin determinarea densitatii, limitelor de distilare si indicelui de culoare. Parametrii de lucru ai instalatiei au fost urmariti si înregistrati orar.

Calitatea diluantului aromatic obtinut la experimentarile industiale comparativ cu diluantii din grupa 1 (pentru produse pe baza de ulei STAS 3124-75) si 5 (pentru produse pe baza de rasini alchidice si alchidice-acrilate STAS 3123-85) este prezentata în tabelul 2.

Din tabelul 2 rezulta ca fata de produsele standardizate diluantul aromatic cocsochimic nu ridica probleme. În privinta indicelui de aciditate, valorile sunt de circa 9 ori mai mici. În ceea ce priveste micsibilitatea diluantului cu produsul de baza, determinarile au aratat ca sunt corespunzatoare prevederilor din standardele de produs.

Determinarile reologice si încercarile efectuate pe esantioane au scos în evidenta faptul ca diluantul cocsochimic se preteaza la utilizare în cazul lacurilor, emailurilor si vopselelor pe baza de ulei, rasini alchidice si alchidice-acrilate.

Orientarea fractiei TXS pentru fabricarea diluantului aromatic are efect economic pozitiv, crescând cu 17% productivitatea instalatiei. De asemenea, se obtin economii importante de agent termic, apa industriala si energie electrica, întrucât se reduce cantitatea de fractie intermediara care se recircula în proces [3].

Se mentioneaza ca producerea diluantului nu necesita modificari în instalatia existenta permitând în continuare obtinerea în mod alternativ si a sortimentelor traditionale - în caz de solicitare.

Pentru obtinerea noului produs, nu sunt necesare masuri suplimentare pentru siguranta în functionare, securitatea muncii si echipamentul de protectie fata de cele prevazute în cadrul atelierului Rectificare de la sectia Chimica - UCCH.

Concluzii:

Pe baza experimentarilor de laborator a fost stabilita o tehnologie simplificata de producere a diluantului aromatic din materie prima cocsochimica.

Experimentarile industriale au confirmat posibilitatea producerii diluantului pentru lacuri si vopsele utilizând instalatia cu functionare periodica în cadrul sectiei Chimice.

Orientarea fractiei TXS pentru fabricarea diluantului este profitabila sub aspect economic, crescând valoarea productiei marfa de peste 4 ori fata de situatia realizarii produselor traditionale, concomitent cu o reducere a consumurilor energetice si utilitati cu 17%.

BIBLIOGRAFIE

[1] **Stekolscikov, M.N.:** Spravocinic uglevodorodnâie rasvoriteli Himiia 1986, Moscova p.7-35

[2] **David, I. s.a.:** *Cercetari privind posibilitatea producerii de diluanti aromatici pentru lacuri si vopsele.* Studiu si experimetari de laborator. iulie 1994, S.C. Siderurgica S.A. Hunedoara

[3] **David, I. s.a:** *Cercetari privind posibilitatea producerii de diluanti aromatici pentru lacuri si vopsele.* Experimentari industriale, decembrie 1994, S.C.Siderurgia S.A. Hunedoara

REVISTA REVISTELOR

ISIJ International, *Japonia, 1994, nr.5*

- Investigatii experimentale si teoretice asupra diagramelor de echilibru fazic ale aliajelor tertiare baza Fe, p.373

- Evaluarea unei proceduri de calcul bifazic pentru modelarea hidrodinamica a injectiei de gaz imersate în oale, p.384

- Circulatia si comportarea la reducere a minereului de fier într- un pat fluidizat circulant, p.393

- Test de deformare a fontei topite cu continut de crom cu fondant pe baza de Ca O, p.401

- Îndepartarea FeO pe timpul formarii zgurilor CaO - N_2O_3 - SiO_2 - FeO în fonta topita cu continut mic de carbon, p.408

- Efectul vitezei de racire asupra precipitarii oxizilor pe timpul solidificarii otelurilor cu continut mic de C ,p.414

- Controlul solidificarii folosind câmpul el-magnetic de înalta frecventa într-un cristalizor racordat la distribuitor, p.420

- Cristalizarea aliajului amorf Ti - 52% at Al depus prin pulverizare, p.429

- Modelarea modificarii texturii pe timpul recristalizarii unui otel fara impuritati interstitiale (IF), p.435

- Efectul temperaturii asupra rezistentei la rupere a otelului inox 430, p.443

- Cresterea fisurii la oboseala într-un otel de mare rezistenta în apa de mare si în alte câteva medii, p.451

ANALIZA DETERIORARII MATERIALULUI SI A TENSIUNILOR REMANENTE DIN ZONA ÎMBINARII PRIN SUDURA, DIN TEVI SUDATE LONGITUDINAL, ELECTRIC PRIN PRESIUNE - Partea I

Ing. Mihai Bercea, şef lucrări - Universitatea Tehnica "Gh. Asachi" Iasi
Ing. Vasile Dia - S. C. TEPRO S. A. Iasi

C. Z. : 621.774.35;539.319

Introducere

Îmbinarea prin sudură, indiferent de procedeul utilizat, implică apariţia tensiunilor remanente datorită unui cumul de factori (transformări structurale, deformaţii plastice neuniforme, ecruisări etc.) [2].

Dat fiind faptul că datorită, în principal, tensiunilor remanente, cât şi unor împrejurări nefavorabile, ţevile sudate pot fisura în lungul sudurii, analiza tensiunilor remanente datorate sudurii constituie încă o problemă de actualitate. Lucrarea analizează influenţele principalilor factori tehnologici de fabricaţie asupra tensiunilor remanente din zona îmbinării sudate, în corelaţie cu analiza deteriorării materialului, în vederea perfecţionării tehnologiilor de fabricaţie.

Proprietăţile fizico - chimice ale materialelor analizate

Ţeava sudată[1] Φ 35 x 2 mm se obţine prin deformare plastică la rece a benzii semifabricat 119,5 x 2 mm (OL 32), sudată $T_s \approx 1400°C$ electric, prin presiune, urmând o reducere diametrală de la Φ38 mm la Φ35 mm [1] - tabele 1 şi 2. Pentru analiza transformărilor structurale care au loc în timpul sudării şi răcirii forţate s-au efectuat experimentări utilizând oţel OL 32 cu proprietăţi fizico - chimice apropiate.

Deteriorarea materialului, tensiuni remanente

În contextul în care materialul suportă o succesiune de prelucrări, de la elaborare până la obţinerea ţevii finite, se consideră că el este supus unui proces continuu de deteriorare, proces care poate fi evaluat prin intermediul parametrului de deteriorare D - calculat prin una din posibilităţile prezentate în Tabelul 3 [2], [3].

Pentru analiza de faţă s-a utilizat pentru evaluarea deteriorării D, parametrul - microduritate $HV_{0,1}$:

Tabel 1 - Compoziţia chimică a materialelor utilizate [2]
Material analysis

Material	Elemente %									Observaţii
	C	Mn	Si	P	S	Cr	Ni	Mo	Cu	
OL 32	0,06	0,35	0,03	0,022	0,023	0,03	0,02	0,02	0,04	bandă laminată
OL 32	0,08	0,36	0,05	0,020	0,020	0,03	0,03	0,02	0,02	şarjă experimetală

Tabel 2 - Caracteristicile mecanice ale materialelor utilizate[3]
Material analysis

Material	Limita de elasticitate	Limita de curgere	Modulul de elasticitate	Coeficientul lui Poisson	Rezistenţa la rupere	Alungirea la rupere	Gâtuirea la rupere	Tipul de epruvetă	Observaţii
	$\sigma_{p\,0,1}$	$\sigma_{p\,0,1}$	$E \times 10^5$	ν	σ_r	A	Z		
	[MPa]	[MPa]	[MPa]	--	[MPa]	[%]	[%]		
OL 32	226-228	230-235	1,65-1,74	0,289	318-320	26-27	68-71,2	plată	bandă semifabricat
OL 32	248-249	248-250	1,51-1,56	0,286	331-335	27,16	70-72,85	rotundă	şarjă experimetală

[1] Din nomenclatorul de fabricaţie a societăţii TEPRO S.A. Iaşi
[2] Determinate cu aparatură QUATOWAC
[3] Determinate pe instalaţii AMSLER

Tabel 3 - Posibilităţi de evaluare a parametrului de deteriorare D

Metoda de măsurare / Domeniul de utilizare	Fisurare	Ductilitate	Fluaj	Nr.mic de cicluri de solicitare	Nr mare de cicluri de solicitare
Micrografic $D = \frac{\partial S_D}{\partial S}$	•	••	••	•	•
Densitatea $D = 1 - \frac{\rho^{-3/5}}{\rho}$		••	•	•	
Modulul de elasticitate $D = 1 - \frac{\bar{E}}{E}$	••	•••	•••	•••	
Unde ultrasonore $D = 1 - \frac{\bar{v}_L^2}{v_L^2}$	•••	••	••	•	•
Amplitudinea tensiunilor ciclice $D = 1 - \frac{\Delta\sigma}{\Delta\sigma^*}$		•	•	••	•
Fluaj terţiar $D = 1 - \frac{\dot{\varepsilon}_p^{*\,1/N}}{\dot{\varepsilon}_p}$		•	•••	•	
Microduritate $D = 1 - \frac{H}{H^*}$	••	•••	••	•••	•
Rezistenţa electrică $D = 1 - \frac{v}{v^*}$	•	••	••	•	•

$$D = 1 - \frac{H}{H^*} \qquad (1)$$

unde: H^* = microduritatea materialului în absenţa defectelor

H = microduritatea materialului în prezenţa defectelor

Pe de altă parte, între duritate, tensiuni remanente şi modulul de elasticitate există o strânsă corelaţie.

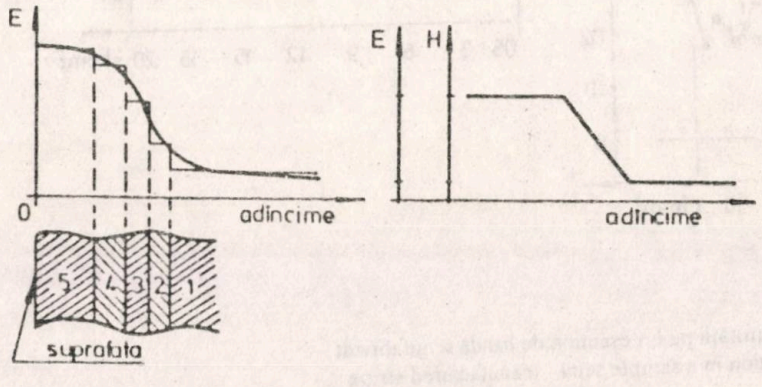


Fig. 2 - Corelaţia dintre duritate şi modulul de elasticitate
Correlation between hardness and Young's modulus

În mod similar, variaţia durităţii unui volum de material poate fi cauzată şi de prezenţa unor deformaţii (2) sau tensiuni remanente [5], [6], de variaţii ale câmpului magnetic exterior [4] etc.

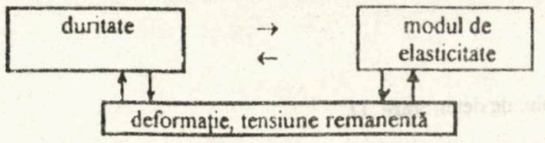


Fig. 1

$$H = H_0 + b \cdot \delta^{1/2} \qquad (2)$$

unde:

H_0=duritatea materialului nedeformat;
δ = deformaţia remanentă;
b = constanta de material;

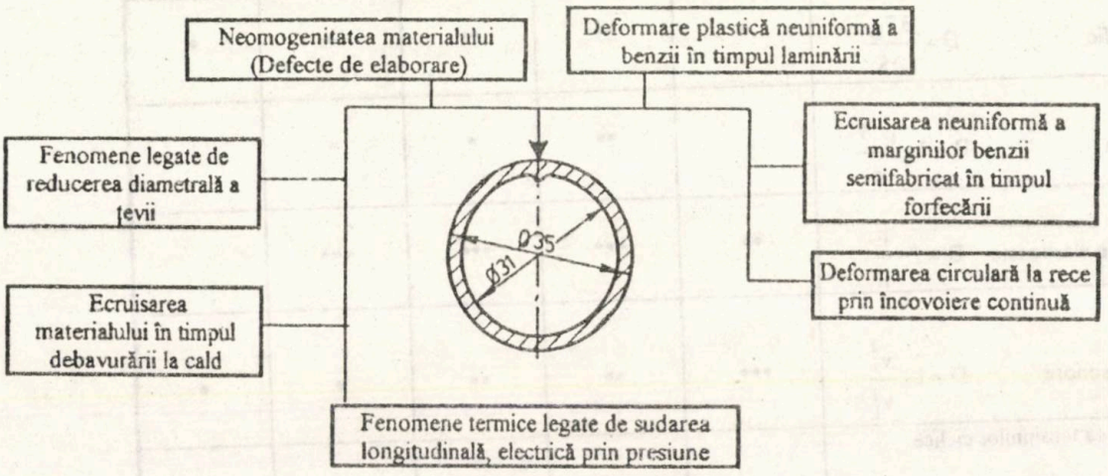


Fig. 3 - Factori tehnologici care contribuie la deteriorarea materialului şi favorizează apariţia tensiunilor remanente în ţevi sudate electric, longitudinal, prin presiune
Technological factors which have a strong contribution both to the material damage and to the appearance of the residual stresses in electrical, longitudinal, welded pipes

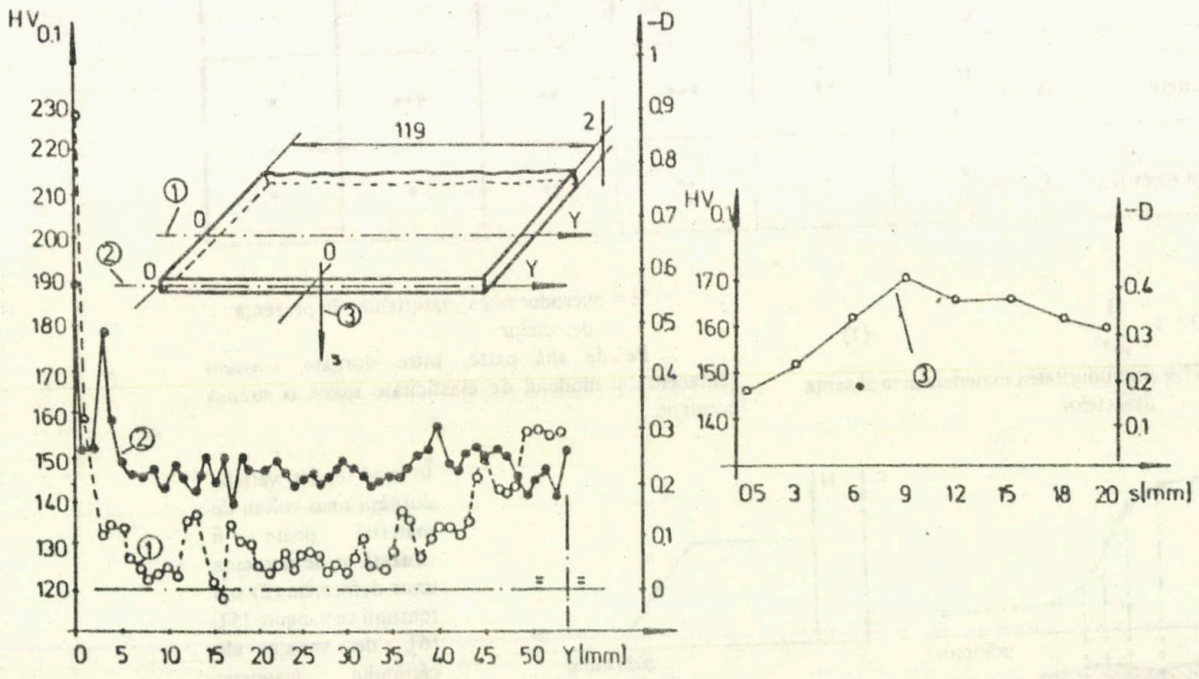


Fig. 4 Distribuţia microdurităţii pe un eşantion de bandă semifabricat
Microhardness dristribution in a sample semi - manufactured stripe

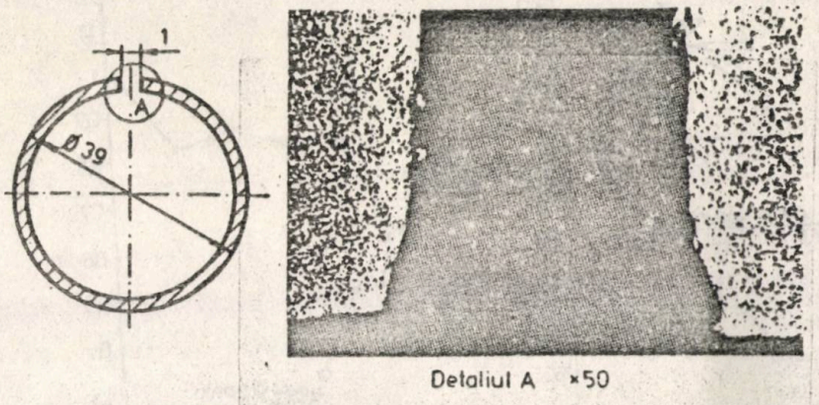


Fig. 5. Detaliu transversal al benzii semifabricat (zona de îmbinare)
Transversally detail of the semi - manufactured stripe (welded zone)

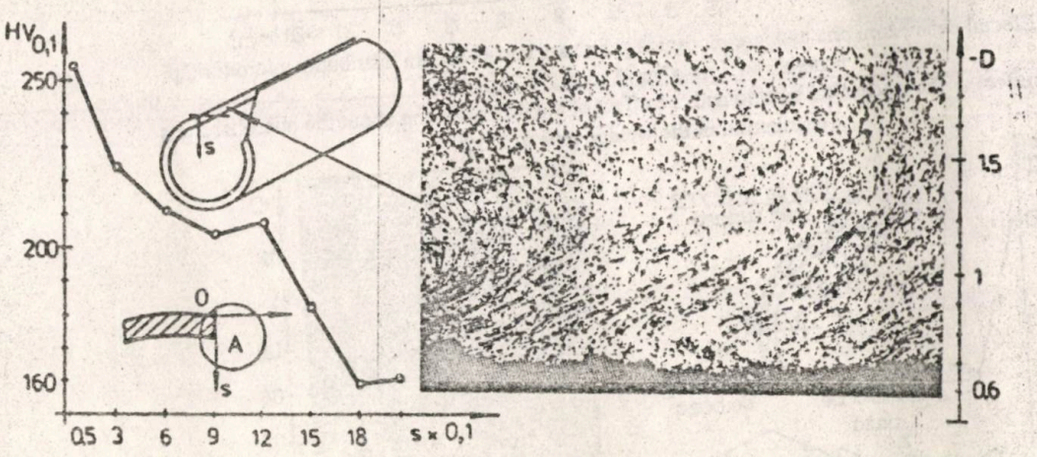


Fig. 6. Detaliu longitudinal al benzii semifabricat - distribuţia microduritătii
Longitudinal detail of the semi - manufactured stripe - microhardness distribution

În contextul acestei corelaţii este posibil ca simultan cu urmărirea deteriorării materialului, prin diverse procedee tehnologice să se obţină şi informaţii cu privire la evoluţia tensiunilor remanente.

Experimentări

Calitatea şi fiabilitatea unei ţevi sudate este determinată şi de nivelul şi caracterul tensiunilor remanente. Dacă nivelul acestor tensiuni remanente depăşeşte limitele admise, este necesară o intervenţie tehnologică fie asupra factorilor care le determină pe parcursul procesului de fabricaţie, fie ulterior prin diverse procedee specifice: detensionare termică, relaxare mecanică, alicare etc.

În cazul ţevii sudate longitudinal, electric, prin presiune, Φ 35 x 2, factorii tehnologici amintiţi sunt prezentaţi în fig. 3.

Analizând comparativ distribuţiile microdurităţii şi ale tensiunilor remanente din eşantioane, reprezentând principalele faze tehnologice ale procesului de fabricaţie, s-au identificat unele similitudini între acestea

Astfel, pentru un eşantion din bandă semifabricat, fig.4, se constată că microduritatea are valori maxime în zona marginilor rezultate prin forfecare, margini care constituie centrul îmbinării sudate, fig 5 şi 6 (microduritatea nefiind egală pe cele două feţe ale benzii).

Aproximativ aceeaşi dirstribuţie a tensiunilor remanente, de ordin I, a reieşit utilizând metoda razelor X (adâncimea analizată ≈ max. 30 μm). Tensiunile maxime de compresiune apropiate de limita de elasticitate sunt în zona marginilor rezultate prin forfecare, acolo unde şi materialul este puternic ecruisat

De asemenea,tensiuni remanente mari ≈ 110 - 210 MPa se întâlnesc şi în zona de mijloc (pe direcţia lăţimii), probabil datorate unor factori legaţi de laminarea benzii. Procesul de sudare cât şi cel de răcire determină modificarea structurală a materialului, cu

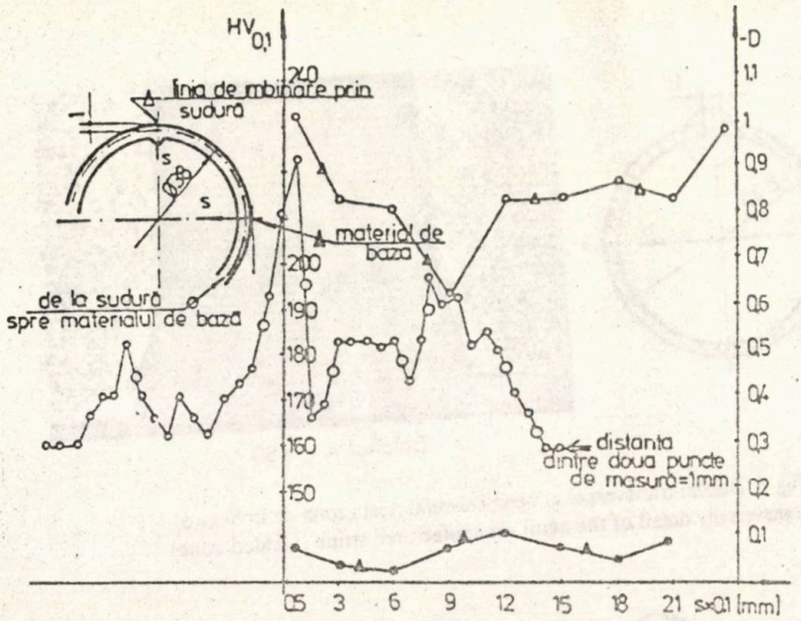


Fig. 7 - Efectul debavurării prin aşchiere mecanică şi a răcirii cu apă asupra distribuţiei microdurităţii materialului, într-o ţeavă sudată Φ38x2 mm

Both the effect of the mechanical burring and the effect of the water cooling about the microhardness distribution in the welded pipe Φ 38x2

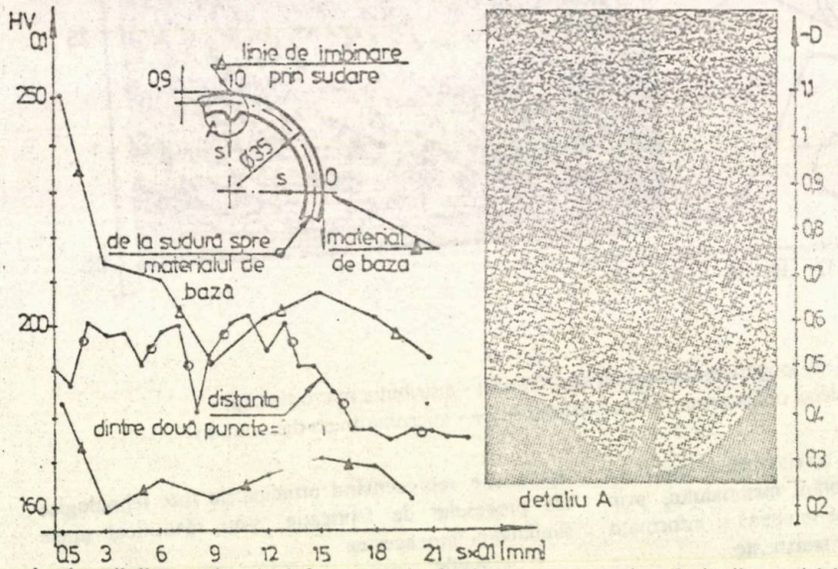


Fig. 8 - Efectul reducerii diametrale prin deformarea plastică la rece asupra microdurităţii materialului

The effect to the diameter reduction through cold plastic strain about the material's microhardness.

implicaţii directe în apariţia tensiunilor remanente. Complexitatea fenomenelor care au loc în această fază tehnologică este analizată în partea a II-a a acestui articol.

Debavurarea la cald este urmată de o răcire cu emulsie sunt ultimele faze care contsribuie la creşterea nivelului tensiunilor remanente în ţeava Φ 38 x 2, prima fază a realizării ţevii Φ 35 x 2, fig.7.

Faza finală a procesului de fabricaţie a ţevii Φ 35x2 o constituie reducerea diametrală a ţevii Φ38x2, care impune existenţa unei stări triaxiale de tensiune. Forţele de tragere în cazul de faţă sunt forţe de frecare, dependente de forţa de apăsare pe care o exercită rolele asupra ţevii. Aceste forţe nu sunt constante pe întreaga circumferinţă a ţevii, ele fiind dependente şi de variaţia razelor rolelor de antrenare şi a vitezelor periferice.

Materialul este comprimat pe direcţia radială şi tagenţială şi solicitat la tracţiune, pe direcţie axială.

Acest proces de deformare plastică, la rece, are ca urmare o creştere a microdurităţii atât în zona sudurii cât şi în aceea a materialului de bază.

Deformaţiile plastice acumulate în material până la realizarea sudurii, în timpul sudurii cât şi după aceasta, până la realizarea ţevii Φ 35x2 determină modificări continue în privinţa distribuţiei tensiunilor remanente, în straturile superficiale, fig.9.

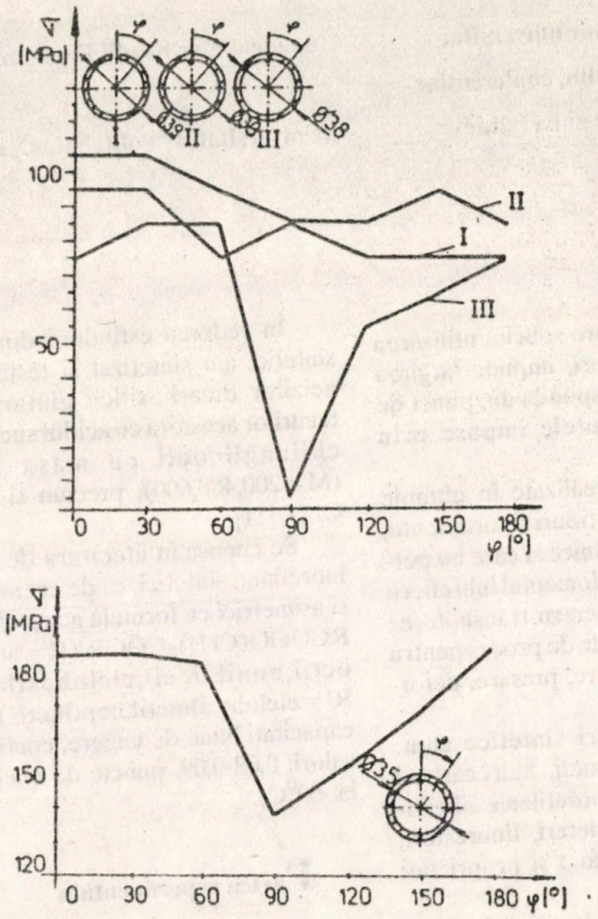


Fig. 9 - Distribuţiile tensiunilor remanente de ordin I în structurile exterioare superficiale pe parcursul realizării ţevii Φ35x2

Residual Stress - Kind I, distribution in the superficial layer during the pipe Φ 35x2 manufacturing

Concluzii

Analiza simultană a distribuţiei tensiunilor remanente din straturile exterioare superficiale cât şi a deteriorării materialului (calculată pe baza microdurităţii materialului) evidenţiază unele similitudini între acestea, însă nu cu caracter general. La aceasta poate contribui în principal faptul că materialul nu este omogen, iar procesul industrial de laminare nu asigură o deformare plastică uniformă.

Determinarea nedistructivă, prin utilizarea ultrasunetelor, a modulului de elasticitate şI a durităţii [7] cât şi a tensiunilor remanente din straturile superficiale prin metoda razelor X pe instalaţii care să nu necesite preluarea de eşantioane [8], ar putea clarifica mult mai bine corelaţia microduritate - modul de elasticitate - tensiune remanentă.

Bibliografie

1. Bercea M. -Implicaţiile factorilor tehnologici de fabricaţie asupra tensiunilor remanente din ţevi sudate prin presiune, longitudinal, electric, Metalurgia nr 8, 1994, pag 8-15.

2. Lemaitre J. Dufailly J. -Damage measurements Engineering Fracture Mechanics, vol.28, no.5/6, pp.643-641, 1987.

3. Lemaitre J. Chaboche J.L. -Mécanique des materiaux Solides, Ed.Dunod, 1985, Paris

4. Hauk V. -Non - destructive methods of measurement of residual stresses, pag.251-302. Advances in surface treatments, vol.4. International Guidbook on Residual Stresses - Pergamon Press.

5. Gheorghieş C. Gheorghieş L Bercea M. -Influenţa tensiunilor interne asupra unor proprietăţi fizico - mecanice ale metalelor. Construcţia de Maşini 42 (1990),nr.10-11-12,pag.547-550.

6. Rîbakova L.M Kuksenova L.I. - Structura I iznosostoikosti metala, Moskova, 1982

7. Rivenez J. Lambert A. -Mésure et appréciation non déstructive des gradients de durete. CETIM - Informations no.79, fev 1983, pag.63-71.

8. Barbarin P. Bouhelier C. Deville P. Miege B. -Detensionnement par vibration d'un carter mécanosoudé. CETIM - Informations nr.84 fev. 1984, pag 83-48.

CONSIDERATII ASUPRA CAPACITATII DE LUBREFIERE A UNOR ESTERI SINTETICI PE BAZA DE ACIZI DICARBOXILICI

Dr.ing. Steliana Cretu, profesor universitar - Academia de Studii Economice
Dr.chim. Camelia Georgeta Calin, conferentiar -
Dr.ing. Andrei Tudor, profesor universitar - Universitatea "Politehnica" Bucuresti
Dr.ing. Ion Filip, conferentiar -

C.Z.:661.

Diversitatea domeniilor care solicita utilizarea lubrefiantilor de diferite structuri, impune largirea gamei acestora, astfel încât sa raspunda din punct de vedere calitativ la toate cerintele impuse prin procesul tehnologic respectiv.

Uleiurile sintetice au fost realizate în ultimile doua decenii într-o gama larga de tipuri si sortimente, diferentiate prin caracteristici tehnice si care au permis realizarea de performante în domeniul lubrefierii si racirii unor utilaje, ca fluide pentru transmiterea puterii, medii electroizolante, fluide de proces pentru prelucrarea metalelor prin aschiere, presare, deformare plastica, etc.

Principalele clase de uleiuri sintetice sunt: diesteri, triesteri, polialchilenglicooli, hidrocarburi halogenate, fosfati-esteri, politrifluoretilena, silicati-esteri, disiloxani, siliconi, polifenileteri, fluoresteri, etc., unele dintre acestea prezentând si proprietati tensioactive [1-8].

Uleiurile esterice alaturi de cele siliconice sunt cele mai frecvent utilizate; alaturi de diesteri se utilizeaza esteri micsti, amestecuri sinergetice de esteri (mono-si di-), sau diesteri în amestec cu alte clase de lubrefianti sintetici, de exemplu, uleiuri siliconice. Diversitatea acestora este justificata de corelatia: structura-proprietati fizico-chimice si de exploatare.

Uleiurile diesterice si cele complexe (mixte) sunt net superioare uleiurilor minerale în ceea ce priveste stabilitatea termica, oxidare, proprietatile reologice, în conditiile asigurarii unor proprietati de ungere si de uzura corespunzatoare. Ramificarea catenelor reduce temperatura de congelare si îmbunatateste indicele de viscozitate; în unele cazuri, favorizeaza proprietatile antiuzura (n-octil izoadipat).

Din studiul asupra proprietatilor de lubrifiere cu diesteri, ai acizilor dicarboxilici, pe masini cu frictiune, rezulta faptul ca o data cu cresterea numarului de atomi de carbon în structura grupelor alcoolice si a restului de acid din diester, procesele selective de transfer se intensifica si proprietatile lor de lubrefiere se îmbunatatesc [10].

În vederea extinderii domeniului lubrefiantilor sintetici am sintetizat si testat o serie de esteri ai acizilor dicarboxilici: glutaric, adipic si a amestecurilor acestora cu acidul succinic (AGS), cu polialchilenglicooli cu masa moleculara medie (M = 200,400,600), precum si cu alcooli grasi (C8-C12), [11].

Se cunosc în literatura de specialitate numerosi lubrefianti sintetici, ca de exemplu, diesterii simetrici si asimetrici cu formula generala:
$RCOOO(CH_2)_nCOOR'$(R = heptil, octil,nonil,decil,ciclohexilmetil,2- etil hexil; R' = ciclohexilmetil,heptil,etc.),[10], care prezinta capacitati bune de ungere, coeficienti de frictiune cu valori: 0,08-0,09, puncte de congelare scazute (pâna la -60^0C).

Partea experimentala

Sinteza lubrefiantilor sintetici de tip ester s-a realizat prin utilizarea acizilor dicarboxilici individuali, puri (p.a.), dar si a acizilor recuperati de la fabrica de acid adipic - respectiv - din apele reziduale rezultate la aceasta fabricatie. Acizii recuperati s-au prezentat sub forma de fractiuni: glutaric, adipic si amestec al acestora cu acidul succinic (AGS); toti au prezentat puritate tehnica (94-96%).

În vederea prevederii coroziunii remanente determinata de catalizatorii clasici de esterificare (H_2SO_4,HCl,H_3PO_4, acid p-toluensulfonic,etc.),s-a lucrat dupa un procedeu propriu,cu schimbatori de ioni cationici în calitate de catalizatori.

În urma procesului de esterificare a acizilor dicarboxilici mai sus mentionati, cu polialchilenglicooli $\overline{M}$ = 200,400,600, s-au obtibut, în functie de conditiile de lucru, monoesteri, diesteri sau amestec al acestora. Compozitia acestora a fost confirmata analitic.

Sintezele s-au condus astfel încât sa se obtina produsi cu o compozitie reproductibila, preponderent diesteri: glutarat,adipat sau AGS-ai polietilenglicoolului cu masa moleculara medie

Tabelul 1

Coeficientii de frecare realizati în cazul lubrifiantului adipat de PEG 200
Friction coefficients performed in the case of the lubricant - PEG 200

Timp, s	G, N	m	F_n, N	ε, div	F_f, N	μ	V_u, mm^3	A_H, mm^3	σ_H, MP_0	l_h	b_u, mm
0 10	0 0	0 0	20	1 1	1,5	0,075	-	0,22	114,5	-	-
0 10	20 20	5 5	70	1,5 2	1,6 2	0,022 0,028	-	0,412	214,3	-	-
0 10	20 20	6 6	80	2,5 3,5	2,1 3,5	0,026 0,043	-	0,44	229,2	-	-
0 10	20 20	7 7	90	5,5 5,5	5 5	0,055 0,055	-	0,47	243	-	-
0 10	20 20	8 8	100	4,5 5	4,5 5	0,045 0,055	-	0,49	256,2	-	-
0 10	20 20	9 9	110	4,5 4,5	4,5 4,5	0,040 0,040	-	0,52	268,7	-	-
0 10	20 20	10 10	120	3,5 3,5	3,5 3,5	0,029 0,029	-	0,54	280,7	-	-
0 10	70 70	5 5	195	8 15	7,5 15	0,038 0,076	-	0,7	357,8		
0 10	70 70	6 6	230	9 14	8 13	0,034 0,056	-	0,75	388,6	-	-
0 10	70 70	7 7	265	9 12	8 11	0,030 0,041	-	0,8	417,1	-	-
0 10	70 70	8 8	300	14 15	13 15	0,043 0,05	-	0,86	443,8	-	-
0 10	70 70	9 9	335	16 6,5	15,5 6,6	0,046 0,02	-	0,9	469	-	-
0 10	70 70	10 10	370	16 35	15,5 35	0,043 0,094	0,07	0,95	493	$7,39.10^7$	1,33

Tabelul 2

Coeficientii de frecare în cazul adipatului de dibutil
Friction coefficients in the case of dibutyl adipate

Timp, s	G, N	m	F_n, N	ε, div	F_f, N	μ	V_u, mm^3	A_H, mm^3	σ_H, MP_0	I_h	b_u, mm
0 10	0 0	0 0	20 20	3 4	2,4 3,9	0,12 0,19	-	0,22	114,5	-	-
0 10	20 20	5 5	70	7 6	6,9 6,4	0,098 0,09	-	0,412	214,3	-	-
0 10	20 20	6 6	80	6 6,5	6,4 6,6	0,08 0,082	-	0,44	229,2	-	-
0 10	20 20	7 7	90	7 7,5	6,9 7,2	0,076 0,08	-	0,47	243	-	-
0 10	20 20	8 8	100	8 8	7,5 7,5	0,075 0,075	-	0,49	256,2	-	-
0 10	20 20	9 9	110	7 7	6,9 6,9	0,062 0,062	-	0,52	268,7	-	-
0 10	20 20	10 10	120	9 7	8 6,9	0,066 0,057	-	0,54	280,7	-	-
0 10	70 70	5 5	195	17 16	16 15,5	0,082 0,079	-	0,7	357,8	-	-
0 10	70 70	6 6	230	18 17	17,5 16	0,076 0,069	-	0,75	388,6	-	-
0 10	70 70	7 7	265	19 18	18 17,5	0,067 0,066	-	0,8	417,1	-	-
0 10	70 70	8 8	300	17 17	16 16	0,053 0,053	-	0,86	443,8	-	-
0 10	70 70	9 9	335	19 15	18 15	0,053 0,044	-	0,9	469	-	-
0 10	70 70	10 10	370	15 14	15 15	0,040 0,035	0,233	0,95	493	$4,63.10^{-7}$	1,95

Tabelul 3

Coeficientii de frecare si rezultatele testelor capacitatii de ungere pentru didodecil glutarat
Friction coefficients and the lubricating capacityes tests results for didodecil glutarate

Timp, s	G, N	m	F_n, N	ε, div	F_f, N	μ	V_u, mm^3	A_H, mm^3	σ_H, MP_o	I_h	b_u, mm
0 10	0 0	0 0	20	2 1	2 1,5	0,1 0,075	-	0,22	114,5	-	-
0 10	20 20	5 5	70	3,5 3	3,5 2,4	0,05 0,034	-	0,412	214,3	-	-
0 10	20 20	6 6	80	3 2	2,4 2	0,03 0,025	-	0,44	229,3	-	-
0 10	20 20	7 7	90	2 1,5	2 1,8	0,022 0,02	-	0,47	243	-	-
0 10	20 20	8 8	100	3 1,5	2,4 1,8	0,024 0,018	-	0,49	256,2	-	-
0 10	20 20	9 9	120 120	1,5 1	1,8 1,5	0,015 0,012	-	0,52	268,7	-	-
0 10	20 20	10 10	120	2,5 1,5	2,1 1,8	0,017 0,015	-	0,54	280,7	-	-
0 10	70 70	5 5	195	15 13	15 12	0,076 0,061	-	0,7	357,8	-	-
0 10	70 70	6 6	230	12 10	11 9,2	0,047 0,04	-	0,75	388,6		-
0 10	70 70	7 7	265	9 8	8 7,5	0,030 0,028	-	0,8	417,1	-	-
0 10	70 70	8 8	300	8 7	7,5 6,9	0,025 0,023	-	0,86 0,86	443,8 443,8	-	-
0 10	70 70	9 9	335	5 4	5 3,9	0,014 0,011	-	0,9	469	-	-
0 10	70 70	10 10	370	3 1	2,4 1,5	0,006 0,006	0,19	0,95	493	$3,15.10^{-7}$	1,82

Tabelul 4

Coeficientii de frecare pentru uleiul etalon
Friction coefficients for standard oil

Timp, s	G, N	m	F_n, N	ε, div	F_f, N	μ	V_u, mm^3	A_H, mm^3	σ_H, MP_0	I_h	b_u, mm
0 10	0 0	0 0	20	3 3	2,4 2,4	0,12	-	0,22	194,5	-	-
0 10	20 20	5 5	70	3 2	2,4 2	0,034 0,028	-	0,412	214,3	-	-
0 10	20 20	6 6	80	1,5 1,5	1,4 1,4	0,0175 0,0175	-	0,44	229,2	-	-
0 10	20 20	7 7	90	1 0	1,5 0	0,016 0	-	0,47	243	-	-
0 10	20 20	8 8	100	0 0	0 0	0 0	-	0,49	256,2	-	-
0 10	20 20	9 9	110	0,5 1	0,8 1,5	0,007 0,013	-	0,52	268,7	-	-
0 10	20 20	10 10	120	1 1,5	1,5 1,4	0,012 0,011	-	0,54	280,7	-	-
0 10	70 70	5 5	195	14 12	13 11	0,066 0,056	-	0,7	357,8	-	-
0 10	70 70	6 6	230	11 11	10,5 10,5	0,045 0,045	-	0,75	388,6	-	-
0 10	70 70	7 7	265	10 10	9,2 9,2	0,034 0,034	-	0,8	417,1	-	-
0 10	70 70	8 8	300	8,5 8,5	7,8 7,8	0,026 0,026	-	0,86	443,8	-	-
0 10	70 70	9 9	335	7 6,5	6,9 6,6	0,020 0,020	-	0,9	469	-	-
0 10	70 70	10 10	370	5,5 5	5 4,9	0,013 0,013	0,141	0,95	493	$2,59.10^{-7}$	1,65

Tabelul 5

Coeficientii de frecare si rezultatele testelor capacitatii de ungere pentru AGS PEG 200
Friction coefficients and the lubricating capacities tests results for AGS PEG 200

Timp, s	G, N	m	F_n, N	ε, div	F_f, N	μ	V_u, mm^3	A_H, mm^3	σ_H, MP_0	I_h	b_u, mm
0 10	0 0	0 0	20	2 3	2 2,4	0,1 0,12	-	2,22	114,5	-	-
0 10	20 20	5 5	70	12 12	11 11	0,15 0,15	-	0,412	214,3	-	-
0 10	20 20	6 6	80	12 12	11 11	0,13 0,13	-	0,44	229,2	-	-
0 10	20 20	7 7	90	13 14	12 13	0,13 0,14	-	0,47	243	-	-
0 10	20 20	8 8	100	15 14	15 13	0,15 0,13	-	0,49	256,2	-	-
0 10	20 20	9 9	110	15 16	15 15,5	0,135 0,14	-	0,52	268,7	-	-
0 10	20 20	10 10	120	17 16	16 15,5	0,13 0,13	-	0,54	280,7	-	-
0 10	70 70	5 5	195	15 16	15 15,5	0,076 0,079	-	0,7	357	-	-
0 10	70 70	6 6	230	18 15	17,5 15	0,076 0,065	-	0,75	388,6	-	-
0 10	70 70	7 7	265	20 20	19 19	0,071 0,071	-	0,8	417,1	-	-
0 10	70 70	8 8	300	22 18	21,5 17,5	0,071 0,058	-	0,86	443,8	-	-
0 10	70 70	9 9	335	22 17	21,5 16	0,064 0,047	-	0,9	469	-	-
0 10	70 70	10 10	370	23 18	22 17,5	0,054 0,047	0,379	0,95	493	$7,14.10^{-7}$	2,3

Tabelul 6

Coeficientii de frecare si rezultatele testelor capacitatii de ungere pentru AGS PEG 400
Friction coefficients and the lubricating capacities for AGS PEG 400

Timp, s	G, N	m	F_n, N	ε, div	F_f, N	μ	V_u, mm^3	A_H, mm^3	σ_H, MP_o	l_h	b_u, mm
0 10	0 0	0 0	20	10 12	9,2 11	0,46 0,55	-	0,22	114,5	-	-
0 10	20 20	5 5	70	11 8	10,5 7,5	0,15 0,107	-	0,412	214,3	-	-
0 10	20 20	6 6	80	7 6	6,9 6,4	0,086 0,08	-	0,44	229,2	-	-
0 10	20 20	7 7	90	6 6	6,4 6,4	0,07 0,07	-	0,47	243	-	-
0 10	20 20	8 8	100	7 7	6,9 6,9	0,069 0,069	-	0,49	256,2	-	-
0 10	20 20	9 9	110	6 6	6,4 6,4	0,058 0,058	-	0,52	268	-	-
0 10	20 20	10 10	120	2,5 1,5	2,1 1,6	0,017 0,013	-	0,54	280	-	-
0 10	70 70	5 5	195	13 13	12 12	0,061 0,061	-	0,7	357	-	-
0 10	70 70	6 6	230	12 12	11 11	0,047 0,047	-	0,75	388,6	-	-
0 10	70 70	7 7	265	9 9	8 8	0,03 0,03	-	0,8	417,1	-	-
0 10	70 70	8 8	300	8 7	7,5 6,9	0,025 0,023	-	0,86	443,8	-	-
0 10	70 70	9 9	335	5 4	5 3,9	0,014 0,011	-	0,9	469	-	-
0 10	70 70	10 10	370	3 1	2,4 1,5	0,006 0,004	0,291	0,95	493	$5{,}48.10^{-7}$	2,1

Tabelul 7

Coeficientii de frecare si rezultatele testelor de lubrefiere pentru AGS PEG 600
Friction coefficients and the lubricating tests results for AGS PEG 600

Timp, s	G, N	m	F_n, N	ε, div	F_f, N	μ	V_u, mm^3	A_H, mm^3	σ_H, MP_o	I_h	b_u, mm
0 10	0 0	0 0	20	3 3	2,4 2,4	0,12 0,12	-	0,22	114,5	-	-
0 10	20 20	5 5	70	3 2	2,4 2	0,03 0,02	-	0,412	214	-	-
0 10	20 20	6 6	80	1,5 1,5	1,6 1,6	0,02 0,02	-	0,44	229,2	-	-
0 10	20 20	7 7	90	1 1	1,5 1,5	0,01 0,01	-	0,47	243	-	-
0 10	20 20	8 8	100	1 1	1,5 1,5	0,015 0,015	-	0,49	256	-	-
0 10	20 20	9 9	110	0,5 1	0,8 1,5	0,007 0,013	-	0,52	268	-	-
0 10	20 20	10 10	120	1 1	1,5 1,5	0,012 0,012	-	0,54	280,7	-	-
0 10	70 70	5 5	195	14 13	13 12	0,066 0,061	-	0,7	357,8	-	-
0 10	70 70	6 6	230	11 11	10,5 10,5	0,045 0,045	-	0,75	388,6	-	-
0 10	70 70	7 7	265	10 10	9,2 9,2	0,034 0,034	-	0,8	417,1	-	-
0 10	70 70	8 8	300	9 9	8 8	0,026 0,026	-	0,86	443,8	-	-
0 10	70 70	9 9	335	7 7	6,9 6,9	0,02 0,02	-	0,9	469	-	-
0 10	70 70	10 10	370	5,5 5,5	5 5	0,013 0,013	0,251	0,95	493	$4,73.10^{-7}$	2

$\overline{M}$ = 200,400,600, respectiv ai alcoolilor superiori (C_8 - C_{12}), (denumiti, de ex. glutarat PEG200, AGSPEG600) etc.

În afara de diesteri, produsul mai contine 15-20% monoesteri corespunzator acidului dicarboxilic, respectiv, polietilenglicoolului utilizat. Produsele de esterificare au fost purificate prin filtrarea catalizatorului (care dupa regenerare, s-a utilizat la o alta sinteza), prin distilarea azeotropa pentru îndepartarea apei si, respectiv a solventului. In final, esterul a fost distilat în vid, la 2 mm col Hg, prin utilizarea unui evaporator perticular de vid.

Esterii utilizati în calitate de lubrefianti au fost liberi de apa, solventi (mediu de lucru) si acizi.

Testarea capacitatii de ungere a lubrefiantilor sintetici pe baza de (ADC) acizi decarboxilici

Descrierea instalatiei si modul de lucru

Determinarile experimentale s-au efectuat pe standul Timken. Inainte de a începe determinarile se face etalonarea standului cu ajutorul unor greutati asezate pe taler fixat de un fir de sârma trecut preste un scripete, fir care este legat la bratul sistemului de încarcare pe care sunt lipite marcile tensiometrice, care indica deformatia bratului [ε], deformatie citita pe puntea tensiometrica.

În timpul functionarii, deformatia bratului sistemului de încarcare se produce datorita fortei de frecare (F_f) si anume, prin testarea curbei de etalonare: E (diviziuni) = f(F_f) unde se poate citi direct forta de frecare (F_f).

Forta normala, F_n se realizeaza prin intermediul sistemului de încarcare pe a carei pârghie este poansonata în dreptul unei crestaturi câte un numar (5....10) care reprezinta factorul de multiplicare "m" pe care se aseaza greutati de valoare cunoscute.

Acest sistem de încarcare permite realizarea si mentinerea unei forte normale (Fn) cunoscute precis, forta care se calculeaza dupa formula:

$$F_n = \frac{G \cdot m}{2} + P \quad (N)$$

G = greutatea aplicata pe bratul sistemului de încarcare
m = factor de amplificare
P = greutatea proprie a bratului (P = 20N)

Totodata, în bratul sistemului de încarcare e montata epruveta pe care se urmareste frecarea. Cunoscând forta de frecare si forta normala Fn, se poate determina coeficientul de frecare μ; $\mu = \frac{F_r}{F_n}$

Relatiile de calcul utilizate

$$V_u = \frac{(\pi D^2 \arcsin \frac{b_u}{\Delta}}{4 \cdot 180} - \frac{b_u}{4}\sqrt{d^2 - b_u^2})B \ (mm^3)$$

V_u este volumul de material uzat;
Δ - diametrul cuplei cilindrice aflate în miscare de rotatie (Δ = 25,5 mm);
B - lungimea de contact a celor doua cuple cilindrice încarcate cu o sarcina normala, F_n ;
(B = B_1 + B_2 = 2,8 + 2 = 4,8)mm
b_H = semilatimea hertziana de contact, cu marimea data de relatia:

$$b_H = 1{,}52\sqrt{\frac{F_n}{B}\frac{R_c}{E_r}}$$

în care: R_c este raza de curbura redusa si $R_c = \frac{\Delta}{2}$ = 12,5 mm

E_r - modulul de elasticitate redus dat de relatia:

$$\frac{2}{E_r} = \frac{1-\nu_1^2}{E_1} + \frac{1-\nu_2^2}{E_2}$$

ν_1; ν_2 → coeficientii lui Poisson; ν_1 = 0,3; ν_2 = 0,3 (acelasi material)
$E_1 = E_2 = 2{,}1 \cdot 10^{11}$ N/m^2
I_h - intensitatea uzurii

$$I_h = \frac{V_u}{A_H L_f}$$

A_H este aria hertziana de contact

$$A_H - 2b_H \cdot B, \ mm^2$$

L_f - lungimea de frecare

$$L_f = V_1 \cdot t, \ mm$$

unde V_1 este viteza de alunecare a cuplei cilindrice, 930 mm/s;
t - timpul de alunecare
σ_H - tensiune hertziana

$$\sigma_H = 0{,}418\sqrt{\frac{F_n}{B}\frac{R_c}{E_r}}, \ N/mm^2$$

Rezultate si discutii

În tabelele 1-7 se prezinta coeficientul de frecare si rezultatele testelor asupra capacitatii de ungere a lubrefiantilor sintetici si, respectiv, a unui etalon (tabel 4).

Din analiza datelor experimentale si a datelor de calcul prezentate în tabelele mai sus mentionate, rezulta urmatoarele:

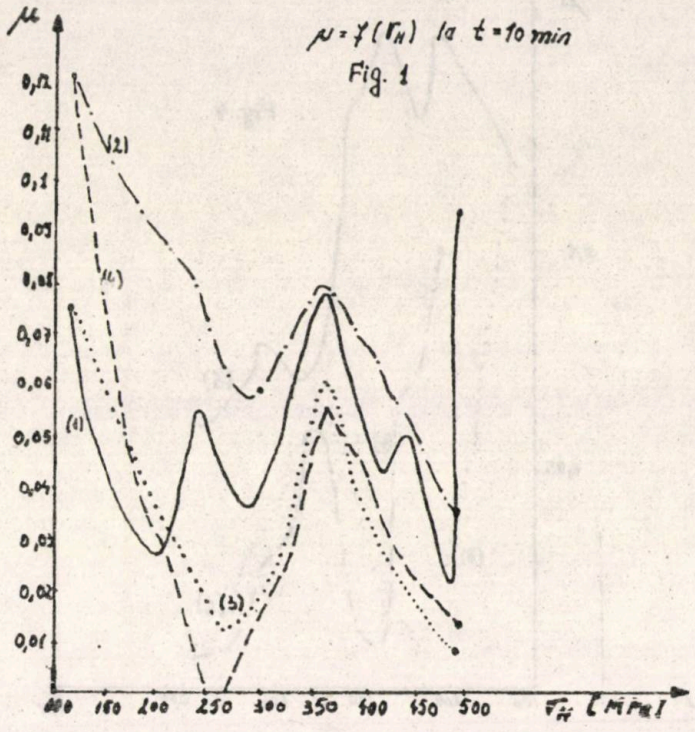


Fig. 1

Variatia coeficientului de frecare la t = 10 min., în functie de tensiunea hertziana: $\mu = f(\sigma_H)$ pentru adipat de PEG 200 (1); adipat de dibutil (2); glutarat de di (C_{10} - C_{12}), (3); ulei etalon K 180, (4)

Friction coefficient variation at t = 10 min, in function the hertzian tension: $\mu = f(\sigma_H)$ for PEG 200 (1); dibutyl adipate (2); glutarate of di (C_{10} - C_{12}), (3); standard oil K 180, (4)

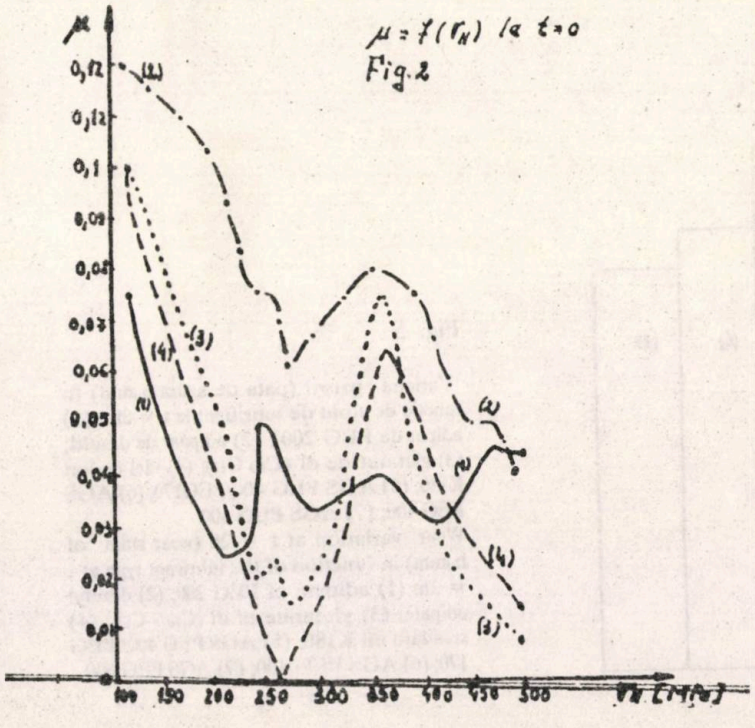


Fig. 2

Variatia coeficientului de frecare la t = 10 min., în functie de tensiunea hertziana: $\mu = f(\sigma_H)$ pentru adipat de PEG 200 (1); adipat de dibutil (2); glutarat de di (C_{10} - C_{12}), (3); ulei etalon K 180, (4), la t = 0

Friction coefficient variation at t = 10 min, in function the hertzian tension: $\mu = f(\sigma_H)$ for PEG 200 (1); dibutyl adipate (2); glutarate of di (C_{10} - C_{12}), (3); standard oil K 180, (4) at t = 0

Toti lubrifiantii testati prezinta în anumite conditii de lucru, coeficienti de frecare scazuti, comparabili cu ai etalonului ales, dar mult mai scazuti în comparatie cu alti lubrifianti [1], [8], [13].

Coeficientii de frecare foarte scazuti pentru F_n = 370N, prezinta glutaratul de di (C_{10}-C_{12}) (tab. 3) si, respectiv, AGS PEG 400, cu valori ale acestuia egale cu 0,066, dar cu pata de uzura (b_u) cea mai mare: 1,82-2,1 mm (b_u = 1,65 pentru uleiul etalon).

Cea mai mica pata de uzura o prezinta adipatul de polietilenglicool (PEG200), b_u = 1,33, (tabel 1); pentru acest lubrifiant, coeficientul de frecare, μ, are aceeasi valoare ca în cazul uleiului etalon: μ = 0,02, pentru F_n = 335 N.

Din analiza variatiei coeficientului de frecare (μ) cu tensiunea hertziana (σ_H) prezentata în figurile 1, 2, 3 si 4, rezulta urmatoarele aspecte, care confirma cele spuse mai sus:

Cea mai buna uniformizare (mediere) a coeficientului de frictiune o prezinta adipatul de PEG200 (1) în limitele 130-450 MPa; cel mai scazut coeficient de frictiune îl prezinta uleiul etalon (4), figura 1. La presiuni de peste 500 MPa apare gripaj la toti lubrifiantii testati, inclusiv la lubrifiantul etalon.

Cu cresterea tensiunii hertziene (σ_H) se remarca o scadere a coeficientului de frictiune pâna la valori de 250-300 MPa, pentru toti lubrifiantii testati (figurile 1-4). Din figura 3 rezulta faptul ca cel mai scazut coeficient de frictiune îl pezinta lubrifiantul sintetic AGS 600 (7), de asemenea, acesta prezinta si cea mai buna uniformizare a coeficientului de frictiune în limitele 130-150 MPa. La o presiune de peste 500 MPa, nu apare gripaj.

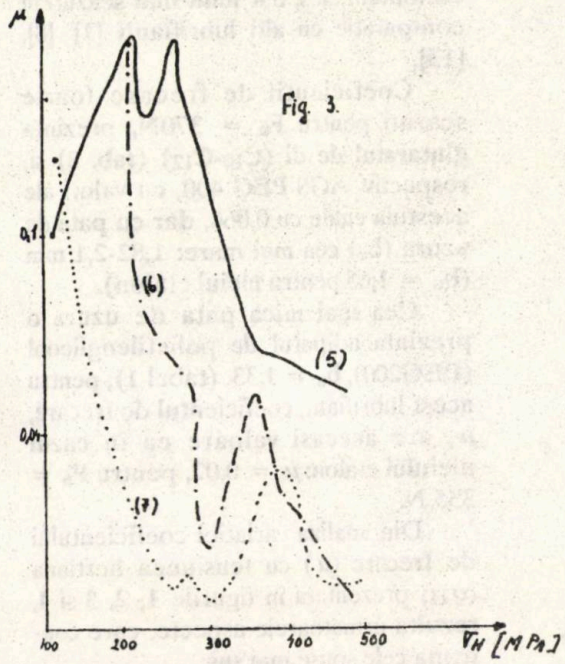


Fig. 3

Variatia coeficientului de frecare la t = 0 min., în functie de tensiunea hertziana: $\mu = f(\sigma_H)$ pentru lubrifiantii sintetici: AGS PEG 400 / PEG 170 (5); AGS PEG 400 (6); si AGS PEG 600 (7)
Friction coefficient variation at t = 0 min, in function the hertzian tension: $\mu = f(\sigma_H)$ for synthetic lubricants: AGSPEG 400/PEG 170 (5); AGS PEG (400) 6 and AGS PEG600 (7)

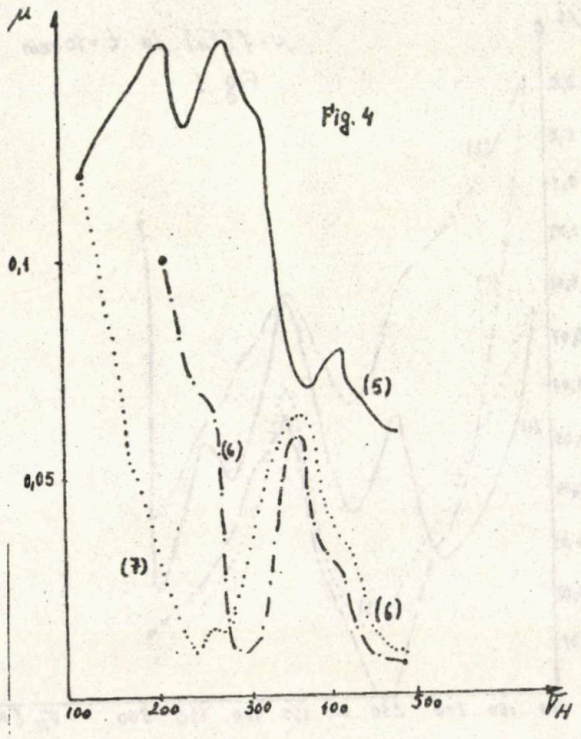


Fig. 4

Variatia coeficientului de frecare la t = 10 min., în functie de tensiunea hertziana: $\mu = f(\sigma_H)$ pentru lubrifiantii sintetici pe baza de amestec de acizi dicarboxilici: AGS PEG400/PEG170; AGS PEG 400 (6); AGS PEG 600 (7)
Friction coefficient variation at t = 10 min, in function the hertzian tension: $\mu = f(\sigma_H)$ for synthetic lubricants on dicarboxylic acids mix base: AGS PEG 400 /PEG 170; AGS PEG 400 (6); AGS PEG 600 (7)

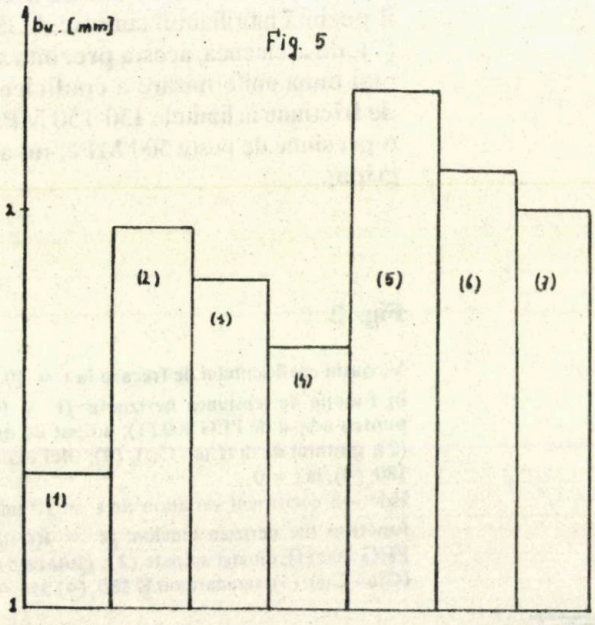


Fig. 5

Variatia uzurii (pata de uzura bumm) în functie de tipul de lubrifiant la t = 2h : (1) adipat de PEG 200 ; (2) adipaat de dibutil; (3) glutarat de di (C_{10} C_{12}); (4) ulei etalon K180; (5) AGS PEG 400/PEG170; (6) AGS PEG 400; (7) AGS PEG 600
Wear variation at t = 2h (wear stain of bumm) in function of the lubricant type at t = 2h: (1) adipate of PEG 200; (2) dibutyl adipate; (3) glutarate of di (C_{10} - C_{12}); (4) standard oil K180; (5) AGS PEG 400/ PEG 170; (6) AGS PEG 400; (7) AGS PEG 600

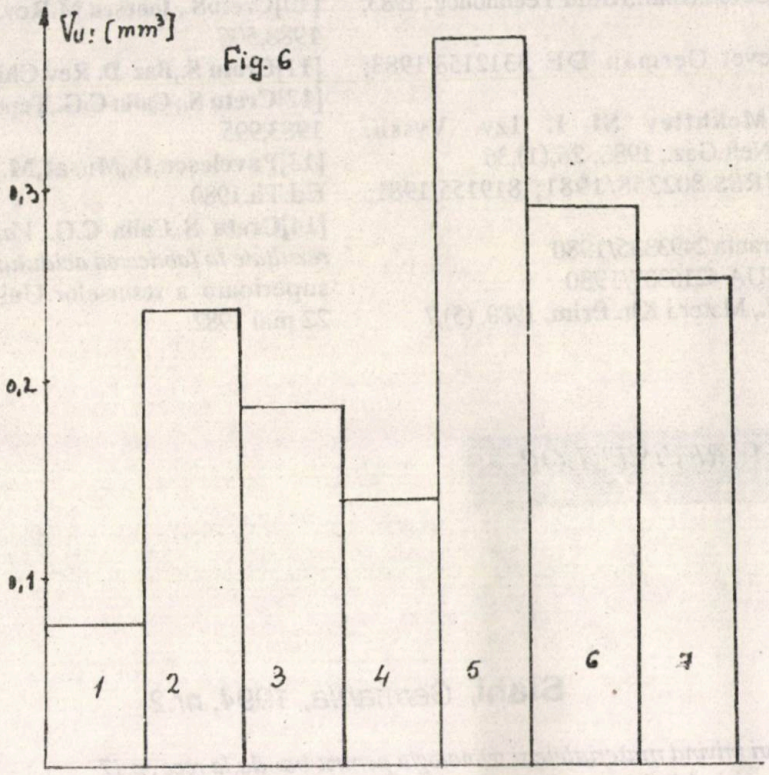


Fig. 6

Variatia volumului de material uzat (V_u) la t = 2h, în functie de tipul lubrifiant testat
Weaved material volume variation (V_u) at 2h, in function the tested lubricant type

Din analiza datelor prezentate în figura 4 si 5, rezulta faptul ca, în conditiile unei tensiuni hertiene (σ_H) de 493 MPa, la t = 2h, adipatul de PEG 200 (1) prezinta cea mai mica pata de uzura (bu) si cel mai mic volum de material uzat (Vu), chiar si fata de etalon (4).

Corelând structura lubrifiantului sintetic cu efectul de reducere a coeficientului de frictiune, rezulta faptul ca adipatii si glutaratii sunt de preferat esterilor rezultati pe baza de amestec de acizi dicarboxilici (AGS).

Sub aspectul volumului de material uzat prin frictiune si al petei de uzura adipatul de polietilenglicool, $\overline{M}$ = 200 se prezinta cel mai bine, cu valori sub nivelul etalonului.

Concluzii

Din studiul efectuat asupra calitatilor de lubrefiere a unor esteri sintetici pe baza de acizi dicarboxilici si polialchienglicooli, sau alcooli superiori, rezulta urmatoarele aspecte:

- *toti lubrifiantii sintetizati si testati prezinta efecte de lubrifiere, prezentând coeficienti de frecare comparabili cu ai etalonului - ulei consacrat, selectat precum si, valori mai mici ale μ, comparabil cu a altor lubrefianti prezentati de literatura de specialitate;*
- *lubrifiantii pe baza de acizi dicarnoxilici unitari prezinta proprietati mai bune decât a acelora obtinuti pe baza de amestec de acizi dicarboxilici (AGS);*
- *sub aspectul micsorarii gradului de uzura, lubrifiantul sintetizat pe baza de acid adipic (adipat de PEG 200) prezinta valorile cele mai mici ale volumului de material uzuat (Vu);*
- *desi din punct de vedere al uniformizarii valorilor coeficientului de frecare - lubrifiantul AGS PEG 600 este cel mai bun, se recomanda lubrifiantul adipat de PEG 200, care raspunde mai bine la toate cerintele, în ansamblu.*

BIBLIOGRAFIE

[1]Cretu S., Isaic M.A., Rev. Metalurgia, 36,1984,9 p.448-52

[2] **Buscneva V.Z., KudinkovYu, P.,** Izav. Vyssh.Uchebn, Zaved.Khim.Khim Technollog., 1983, 26,(9), 1126
[3]* * * Brevet German DE 3312158/1983; 3008979+1981
[4]**Ahemd D.,Mekhtiev Si I.** Izv. Vyssh. Uchebn.Zaved. Neft.Gaz., 1983, 26,(1),36
[5]*** Brevet URSS 802358/1981; 819155/1981; 825601/1981
[6]* * * Brevet Franta 2493335/1980
[7] * * * Brevet SUA 4216337/1980
[8] **Panykian G.V.,** Mater.i Kh. Prim. 1980, (5),7
[9] **Cretu S., Calin C.G.**Ind.Us. 37,nr.6,1986,274
[10]**CretuS., Ionescu.**M.Rev.Fizica si Chimie,A,12., 1988,506
[11]**Cretu S.,Baz D.** Rev.Chimie,37.(4) 1986,299
[12]**Cretu S., Calin C.G.,Tepes Gh.,**Rev.Chim.34 (11) 1983,995
[13]**Pavelescu,D.,Musat,M.,Tudor,A.** Tribologie-Ed.Th.1980
[14]**Cretu S.,Calin C.G.** *Valorificarea coproduselor rezultate la fabricarea acidului adipic*.În:Valorificarea superioara a resurselor.Univ.Timisoara.p.13-21,21-22 mai 1982

REVISTA REVISTELOR

Stahl, *Germania, 1994, nr.2*

- Noi dezvoltari privind materialele si tehnologia pentru banda la rece , p.17
- Persepective privind îmbinarea prin deformare a tablelor din otel laminate la rece si table cu suprafete înnobilate p.20
- Acoperirea otelurilor prin jet termic; o prezentare a procedeelor, p.23
- Reîncarcarea sculelor (cu materiale dure) este rentabila, p.27
- Constructia de scule si forme fara prezenta omului (electroeroziune) - un vis sau realitatea de mâine?, p.30
- Procedeul "Brazecoat" p.40
-Rezistente ridicate ale lipiturilor, prin pregatirea preliminara chimica, uscata a otelurilor inoxidabile, p.43
- "Tailor Made" - noi posibilitati de realizare pentru scule optimizate, p.46
- Carburare în plasma pulsatoare de curent continuu, cu racire cu gaz sub presiune ridicata, p.48
- Acoperire PCVD cu carbon modificat supradur, p.50
- Acoperire cu laser, pentru protectie împotriva uzurii si a coroziunii p.51
- Taierea cu laser a corpurilor de baza pentru foile de fierastrau circular - tendinte noi p.52
- Elemente manuale de aschiere cu cresterea fortei - comparatii, p.55
- Controlul sculelor integrat în sistemul de reglare ,p.56
- Ungerea economica la deformarea la cald si la rece p.57
- Criterii de alegere a unguentilor pentru deformare, la prelucrarea tablelor p.60
- Procedeu de curatire nepoluant cu actiune tripla p.63
- Suporti pentru depozite mijlocii cu palete, p.65
- Institutul pentru tehnica deformarii; partener al întreprinderilor mijlocii, p.66

¤ *Norme si reglemantari tehnice*

¤ *Publicatii*

¤ *Informatii tehnice din industrie*

¤ *Târguri*

¤ *Congrese*

SISTEMUL DE ASIGURARE A CALITATII POATE CONTRIBUI LA RELANSAREA METALURGIEI DIN ROMÂNIA

Ing. Gheorghe Chitu - S.C. ICEM S.A. Bucuresti

C.Z.:669.1

Rolul metalurgiei în economia unei tari

Industria metalurgica este o ramura de baza prin faptul ca otelul determina puterea economica a unei tari.

Siderurgia este principalul furnizor de metal, asigurând cca 90% din necesarul de produse finite al României, pentru toate sectoarele de activitate.

Metalurgia conditioneaza direct exportul multor produse industriale cum sunt: masini, instalatii, utilaje, echipamente, bunuri de larg consum cu utilizare îndelungata s.a.

Cu toate ca tara noastra nu dispune de materii prime pentru siderurgie si asigura din import cca 95% din necesarul de minereu de fier si 75% din carbunele cocsificabil, ramura aceasta a fost dezvoltata în România, în ansamblul politicii economice adoptate de Guvern, ca o necesitate pentru sustinerea celorlalte domenii de activitate.

Functionarea, modernizarea si restructurarea productiei din ramurile consumatoare de metal depind într-o mare masura de modul în care siderurgia le poate furniza necesarul cantitativ si pe structura.

Pe lânga faptul ca asigura în majoritate consumul intern de metal, siderurgia este o ramura care participa la schimburile internationale. In perioada 1983-1994 exportul României a reprezentat 23,4-51,5% din productia de laminate finite pline, din care 60-100% pe devize convertibile.

Valoarea importului de materii prime si resurse energetice, utilizate de metalurgie poate fi compensata integral din exportul de produse siderurgice cu toate ca mai mult de 50% din productia sa este destinata consumului intern.

Aportul valutar realizat de metalurgie în anul 1994 a fost de 131 mil. $.

Mai important pentru România este ca metalul să fie înglobat într-o mai mare masura în masini si utilaje, care sa fie livrate la export, întrucât în acest fel se majoreaza de 4-5 ori gradul de valorificare al materiilor prime importante.

Având în vedere importanta metalurgiei pentru economia unei tari, guvernele din statele industrializate si în curs de dezvoltare s- au preocupat de restructurarea siderurgiei, printre obiectivele acestei actiuni situându-se si ridicarea nivelului calitativ al sortimentelor realizate.

Factorii de care depinde calitatea unui produs metalurgic

La un produs metalurgic finit calitatea este caracterizata, între altele, de urmatorii factori:

- *analiza chimica;*
- *valorile proprietatilor fizico-mecanice;*
- *gradul de puritate în incluziuni nemetalice (natura, cantitatea, marimea, forma si amplasarea acestora);*
- *continutul de gaze al otelului (H_2, N_2, O_2);*
- *alte caracteristici specifice domeniului de utilizare (fluaj, calibilitate, pierderi magnetice, sudabilitate, rezistenta la coroziune etc.);*
- *finisarea suprafetei (planeitate, curbura, rugozitate s.a.);*
- *plaja de tolerante.*

O calitate superioara la un produs metalurgic finit, care sa sigure acestuia competitivitate ridicata, se poate realiza prin conceperea si aplicarea unor tehnologii integrate de elaborare a otelului, turnare, laminare, trefilare, forjare, tratament termic s.a.

Respectarea unor parametri de lucru este obligatorie în toate fazele de fabricatie, pentru a asigura conditiile necesare realizarii unor produse, la care fiabilitatea si eficienta sa fie indicatorii cei mai expresivi ai unei calitati superioare.

În industria metalurgica realizarea unor produse de calitate depinde de multi factori, între care:

- *itinerarul de fabricatie si tehnologiile aplicate;*

- *calitatea materialelor utilizate în procesul de elaborare, turnare etc.;*
- *nivelul de dotare tehnica, organizare, exploatare, întretinere si parametri de functionare ai agregatelor de productie;*
- *pregatirea profesionala si cointeresarea personalului în realizarea unei calitati superioare.*

Necesitatea asimilarii fabricatiei produselor metalurgice dupa normele internationale

Un produs metalurgic finit este usor vandabil daca are o calitate buna si un pret redus.

Conditiile calitative ale produselor sunt înscrise în norme statale (AFNOR, DIN, SAE, STAS etc.), sau internationale (EN, ISO).

Competitivitatea produselor siderurgice depinde de modul în care sunt îndeplinite conditiile de fabricatie înscrise în normele respective, în mod deosebit cele din EN sau ISO si de pretul de vânzare.

În ultimii ani statele dezvoltate sunt preocupate de cresterea operativitatii în desfacerea unor produse de otel, în care scop ISO (Institutul International de Standardizare) si ECISS (Comitetul European de Standardizare pentru Fier si Otel) au elaborat unele norme comune, cu efecte asupra liberalizarii circulatiei si concurentei în economia de piata.

Dupa cum este cunoscut în exportul si importul de produse metalurgice exista unele restrictii de natura economica, politica, embargouri care limiteaza sau exclud schimburile respective.

Intre statele din CEE prin elaborarea unor standarde comune, s-au eliminat barierele tehnice provenite din diferentele între normele nationale, astfel ca începând cu anul 1993 o parte a produselor siderurgice realizate în aceste tari pot fi vândute în oricare din pietele comunitare.

Pentru ca metalurgia româneasca sa extinda gama produselor finite din otel si sa majoreze exportul cantitativ în CEE si alte zone geografice, este necesara intensificarea actiunilor pentru alinierea standardelor nationale la prescriptiile EN (Norme Europene) si ISO (Norme Internationale).

Importanta elaborarii unei Strategii a calitatii

Având în vedere preocuparea României pentru integrare în perspectiva în CEE, trebuie elaborata o strategie a industriei metalurgice în directia îmbunatatirii calitatii, a structurii productiei ce poate fi realizata cu dotarile actuale, precum si dupa modernizare-restructurare.

De asemenea este necesara o specializare a uzinelor pe sortodimensiuni de produse, care sa fie realizate la un înalt nivel calitativ si un pret de vânzare acceptabil pe piata mondiala.

Realizarea unei strategii a calitatii productiei în industria metalurgica trebuie sa fie urgentata si finalizata într-un termen nu prea îndepartat, deoarece prin aceasta lucrare se pot solutiona multe obiective, între care:

- *evaluarea nivelului calitativ al produselor siderurgice românesti, comparativ cu ceea ce se realizeaza la nivel mondial;*
- *precizarea sortimentelor la laminate, tevi si alte produse cu prelucrare avansata, care se pot realiza eficient cu dotarile actuale;*
- *specializarea uzinelor pentru realizarea unor sortotipodimensiuni cu profit mai ridicat;*
- *detectarea itinerariilor de fabricatie la care se impun a fi realizate perfectionari ale tehnologiiilor actuale;*
- *evidentierea altor masuri care vor trebui aplicate cu prioritate în cadrul actiunii de restructurare-modernizare;*
- *prognozarea sortimentelor care sa fie eliminate (sau decalate) din productia actuala ca fiind neeconomicoase.*

Noile standarde EN si ISO contin prevederi obligatorii referitoare si la: codificarea verificarilor, controlul specific, documente de livrare, natura controlului de calitate, s.a., precizari care trebuie respectate si de metalurgia româneasca.

Avantajele tehnico-economice ale desfasurarii activitatii în "Sistem de asigurare a calitatii"

Pentru mai buna desfasurare a productiei si ridicarea nivelului caracteristicilor laminatelor, tevilor si a altor sortimente din otel, se recomanda ca activitatea sa se desfasoare în "sistem de asigurare a calitatii".

Desfasurarea activitatii în "Sistem de asigurare a calitatii" presupune practicarea unui management modern, în care scop sunt necesare:

- *existenta unor tehnologii integrate de fabricatie, cu parametri concreti de lucru;*
- *asigurarea unor materii prime si materiale de buna calitate;*
- *functionarea corespunzatoare a agregatelor;*

- *urmarirea procesului de fabricatie si înregistrarea neconformitatilor: abateri tehnologice, utilaje, SDV (scule, dispozitive, verificatoare) sau materiale necorespunzatoare etc.;*
- *controlul interfazic al activitatii si oprirea fabricatiei în cazul nerespectarii tehnologiei sau neprezentarea la verificare a produsului (sau semifabricatului) la fazele prevazute în POC (program de operatii si control);*
- *dotarea fluxului de productie cu AMC (aparate de masura si control), verificarea si etalonarea periodica a acestora;*
- *efectuarea analizelor si a determinarilor pentru certificarea calitatii produselor de catre laboratoare atestate.*

Se mentioneaza ca uzinele care lucreaza în "Sistem de asigurare a calitatii" (SAC sau AQ), cu respectarea prevederilor cuprinse în EN, ISO sau alte norme recunoscute la nivel mondial cum sunt AFNOR, API, ASME, ASTM, DIN s.a. au o competitivitate ridicata si pot rezista concurentei pe piata internationala.

În conditiile livrarilor de metal dupa normele ISO sau EN, este necesar ca producatorii sau compartimentele de verificare a calitatii, sa fie atestati de un organism autorizat national si recunoscut (notificat) international.

Prin realizarea unor produse siderurgice care vor fi certificate de laboratoare acreditate, care confirma ca sunt asigurate caracteristicile impuse prin norma de material, si daca pretul este convenabil, România va putea penetra mai usor si cu cantitati sporite de metal pietele tarilor industrializate sau în curs de dezvoltare.

În etapa actuala, dar mai ales în perspectiva, vor trebui asigurate conditii ca produsele siderurgice sa îndeplineasca, cel putin, prevederile EN sau ISO, iar fabricatia sa se desfasoare cu mare certitudine.

Standardele românesti în general sunt compatibile cu reglementarile anterioare ale unor norme din alte tari cu privire la produsele siderurgice.

Începând cu anul 1993 la nivelul CEE productia si schimbul de metal se realizeaza dupa noile norme, care vor trebui implementate si în România, mai ales ca EN sau ISO au introdus o noua clasificare a marcilor de otel în functie de criteriul tehnologic si utilizare, s-a renuntat la unele sortimente inferioare, s-au limitat mai sever continuturile de P si S, au prevederi referitoare la calitatea suprafetei laminatelor la cald, tolerante mai restrânse, tehnica verificarii rezistentei la cald s.a.

În actiunea de restructurare a industriei siderurgice din tara noastra, se impune a fi aplicate masuri care sa duca la cresterea competitivitatii metalului românesc pe toate pietele, iar preocuparea pentru îmbunatatirea calitatii produselor sa devina "obiectivul prioritar" al activitatii metalurgiei.

Multe din produsele consumatoare de metal solicita ca acesta sa îndeplineasca unele cerinte superioare prevederilor din standardele actuale.

Tehnicile de vârf (aviatia, electronica, militara, nucleara) sunt de neconceput fara utilizarea produselor metalurgice de o calitate deosebita.

Pentru astfel de considerente statele industrializate au modernizat si retehnologizat industria metalurgica.

Se mentioneaza ca desfasurarea unei activitati orientate predominant în directia îmbunatatirii calitatii produselor siderurgice are multe avantaje tehnico-economice, din care se evidentiaza:

- *cresterea competitivitatii;*
- *majorarea gradului de valorificare a materiilor prime si resursele energetice importate;*
- *ridicarea prestigiului "marcii fabricii";*
- *diminuarea consumurilor specifice de combustibil, energie, materiale;*
- *realizarea unui nivel mai ridicat al productiei;*
- *obtinerea unui profit mai substantial;*
- *sporirea gradului de policalificare profesionala;*
- *îmbunatatirea organizarii productiei;*
- *penetrarea pe noi piete de desfacere;*
- *atragerea capitalului si formarea de societati mixte cu firme din alte tari;*
- *asigurarea unei mai mari certitudini a fabricatiei.*

Este necesar a se urgenta retehnologizarea si modernizarea industriei siderurgice, deoarece în curând produsele sale vor fi concurate pe piata interna de sortimente realizate de firme specializate din alte tari.

În consecinta, trebuie actionat operativ si insistent pentru aplicarea programului de restructurare a metalurgiei din România.

Pentru aceasta este necesar a se solicita permanent sprijinul Guvernului, în vederea sustinerii unor actiuni de asigurare cu fonduri pentru restructurare, deoarece metalurgia este o industrie a statului si asa s-a procedat si în tarile industrializate sau în curs de dezvoltare, garantarea unor credite externe, alocarea de împrumuturi de catre banci cu dobânda redusa, protejarea produselor interne prin diverse metode etc.

Din cercetarile efectuate a rezultat ca sunt unele sortimente care nu îndeplinesc cerintele noilor norme internationale (EN, ISO), ceea ce presupune o reconsiderare a întregului stil de lucru în cadrul uzinelor metalurgice, precum si alinierea standardelor la cerintele mondiale, conducerea manageriala adaptata economiei de piata s.a., deoarece dotarile actuale permit fabricarea unor sortimente care pot rezista concurentei pe pietele internationale.

Avantajele aplicarii normelor internationale

Valoarea unor produse creste daca acestea îndeplinesc prevederile calitative cuprinse în standardele internationale (ISO) sau europene (EN).

Produsele metalurgice care se realizeaza sau corespund normelor tehnice internationale prezinta urmatoarele avantaje:

- *calitativ, de cele mai multe ori, sunt superioare;*
- *pot penetra mai usor unele piete externe;*
- *sunt rapid identificate (comparate) întrucât normele internationale (de obicei) sunt cunoscute de beneficiari;*
- *pot obtine preturi de vânzare mai mari;*
- *de cele mai multe ori au desfacere mai rapida;*
- *se pot mentine un timp mai îndelungat pe anumite piete cu înalta concurenta.*

În tarile cu o industrie dezvoltata a existat o preocupare sustinuta fata de diversificarea si ridicarea nivelului calitativ al fabricatiei de masini si utilaje, ceea ce a impus o crestere a exigentei la receptia produselor metalurgice.

Urmare acestor cerinte generale, metalurgii au initiat cercetari vaste si au reusit sa inventeze noi sortimente de otel si procedee de lucru cu o mare certitudine a fabricatiei si eficienta sporita.

Asupra proprietatilor fizico-mecanice un rol important îl au elementele de aliere pe care otelul le contine între anumite limite, care s-au precizat de catre specialistii din metalurgie dupa ample si îndelungate cercetari.

Extinderea utilizarii otelurilor aliate a permis o îmbunatatire a performantelor si fiabilitatii produselor la care sunt utilizate, o reducere a greutatii masinilor si constructiilor si, în consecinta, o diminuare a consumurilor specifice si cheltuielilor de fabricatie, concomitent cu o crestere a valorii productiei realizate de siderurgie.

În acest scop în metalurgie s-a actionat diferentiat, în functie de resursele de elemente de aliere si feroaliaje de care au dispus tarile respective, precum si de orientarea si calitatea managerilor.

Clasificarea otelurilor

Dupa cum prevad normele europene (EN 10.020-90) în functie de analiza chimica, otelurile se grupeaza (clasifica) astfel:

1. **Oteluri nealiate**, cu 3 subgrupe:
   - 1.1. Oteluri nealiate uzuale;
   - 1.2. Oteluri nealiate de calitate;
   - 1.3. Oteluri nealiate speciale.
2. **Oteluri aliate**, cu 2 subgrupe (si 7 clase):
   - 2.1. Oteluri aliate de calitate care cuprind 5 clase:
     - 2.1.1. Oteluri cu granulatie fina pentru structuri sudate si vase sub presiune;
     - 2.1.2. Oteluri electrotehnice;
     - 2.1.3. Oteluri cu destinatie speciala (sina c.f., tabla ambalaj, industria miniera);
     - 2.1.4. Oteluri pentru deformare la cald si la rece;
     - 2.1.5. Oteluri aliate cu Cu.
   - 2.2. Oteluri aliate speciale, care cuprind 2 clase:
     - 2.2.1. Oteluri inox (si refractare).
     - 2.2.2. Oteluri rapide.

În România, conform STAS 7171-7172, clasificarea otelurilor este urmatoarea:

1. **Oteluri carbon**, cu 3 subgrupe:
   - 1.1. Oteluri carbon de uz general;
   - 1.2. Oteluri carbon de calitate;
   - 1.3. Oteluri carbon superioare.
2. **Oteluri slab aliate;**
3. **Oteluri aliate,** cu 2 subgrupe (si câte 2 clase la fiecare subgrupa).
   - 3.1. Oteluri mediu aliate care cuprind 2 clase:
     - 3.1.1. Oteluri mediu aliate obisnuite;
     - 3.1.2. Oteluri mediu aliate superioare.
   - 3.2. Oteluri înalt aliate, care cuprind 2 clase:
     - 3.2.1. Oteluri înalt aliate obisnuite;
     - 3.2.2. Oteluri înalt aliate superioare.

În conformitate cu hotarârea Consiliului Europei în cele 12 state ale U.E., de la data de 1 ianuarie 1993 produsele se fabrica, receptioneaza si comercializeaza dupa EN, sau în lipsa acestora, dupa ISO.

Pentru ca produsele metalurgiei românesti sa penetreze mai rapid si în cantitate mai mare astfel de piete, este necesar ca aceasta sa îndeplineasca prescriptiile EN (sau ISO).

Conceptul de asigurare a calitatii

În ultimii ani industria, transporturile, constructiile, agricultura si alte ramuri solicita produse metalurgice de o calitate superioara, ceea ce impune ca acestei activitati sa i se acorde o importanta deosebita.

Activitatea calitativa este foarte complexa, se desfasoara pe o perioada mai îndelungata si este influentata de multi factori, între care:

- **cercetarea si proiectarea produsului,** *etapa care poate dura 2-3 ani, pentru a se actiona asupra întregului spectru de probleme care conditioneaza calitatea si pretul. Aceasta etapa se desfasoara anticipat realizarii produsului;*
- **pregatirea fabricatiei,** *care trebuie definitivata înainte de începerea productiei si se poate realiza în cca 1 an;*
- **fabricatia propriu-zisa,** *în care se executa produsul asa cum a fost conceput. In aceasta etapa se efectueaza si controlul de calitate, pe faze tehnologice. Durata de realizare a unui produs metalurgic este de 1-3 luni;*
- **calitatea materiilor prime, tehnicitatea utilajelor si instalatiilor, calificarea personalului, cointeresarea materiala** *s.a., factori care vor fi rezolvati si asigurati de asemenea în etapa anterioara productiei;*
- **urmarirea permanenta a corelatiilor ce exista între parametrii de lucru si calitate** *si efectuarea operativa a corecturilor tehnologice si organizatorice necesare, pentru a se asigura ridicarea neîntrerupta a competitivitatii produselor.*

Concluzia asupra calitatii unui produs se poate finaliza dupa 1-3 ani de la fabricarea acestuia, pentru a se analiza cât mai multe informatii (pareri) ale beneficiarilor, inclusiv din alte tari.

Pentru astfel de considerente calitatea trebuie abordata simultan, în toate fazele de realizare a produsului, începând cu elaborarea unor tehnologii integrate si finalizând cu ambalarea - expeditia.

Fabricatia este sigura atunci când s-au solutionat toate problemele ridicate de factorii determinanti enumerati, iar activitatea se desfasoara conform unor programe de asigurare a calitatii (de organizare si control = POC).

Livrarea unor sortimente metalurgice destinate realizarii de produse din unele domenii de vârf (militar, nuclear, spatial etc.) se poate efectua numai dupa ce sunt controlate de institutii de specialitate sau de servicii care au fost atestate de catre acestea în directia proiectarii, productiei si calitatii.

Agentia Internationala pentru Energia atomica defineste **"Asigurarea calitatii"** ca fiind un ansamblu de actiuni si operatiuni prevazute si necesar a fi respectate, pentru a se asigura ca un produs, masina, instalatie îndeplineste, la un nivel de încadrare satisfacator, cerintele impuse.

În Anglia sunt 2 firme care elibereaza certificate de atestare: British Standard Institute (B.S.I.) si Lloyd's Register Ass urance Quality (L.R.A.Q.), în baza carora se pot receptiona si livra produse pentru anumite destinatii.

Desfasurarea activitatii în **"Sistem de asigurare a calitatii"** presupune existenta unei documentatii tehnice precise (concrete), a unor mijloace de productie si control corespunzatoare, precum si o structura organizatorica eficace.

Pentru dovedirea corectitudinii procesului de productie se întocmesc documentele impuse de normele tehnice, care în continuare vor fi pastrate o perioada de timp.

În ultimii 20 de ani s-au implementat metode evoluate de asigurare a calitatii, ceea ce a dus la cresterea competitivitatii unor firme pe arena internationala.

Implementarea unui sistem de asigurare a calitatii se poate realiza în 2-5 ani si managerii moderni adopta fara rezerve astfel de strategie în conducerea firmelor.

La început unii conducatori au manifestat retineri fata de acest sistem de lucru, desi activitatea calitativa are efecte imediate asupra competitivitatii produselor. Dupa o perioada de analiza s- a constatat ca rezultatele au fost favorabile si activitatea a început sa devina rentabila, ceea ce a convins pe managerii respectivi ca în continuare sa actioneze cu certitudine pentru implementarea si perfectionarea metodelor avansate de asigurare a calitatii, care devin parte integranta a managementului modern.

Aceasta strategie daca se aplica extensiv, adica în toate compartimentele care participa la realizarea produsului (cercetare-proiectare, marketing, aprovizionare, productie, vânzare), duce la cucerirea de noi piete de desfacere, prin nivelul calitativ ridicat, pretul scazut si promptitudinea în livrarea marfurilor.

În consecinta, **sistemul de lucru în "asigurarea calitatii" implica antrenarea tuturor compartimentelor întreprinderii, si, ca urmare, rezultatele sunt foarte bune,** desi la început se efectueaza unele cheltuieli suplimentare si pot aparea opriri ale fabricatiei la anumite puncte de lucru.

Conducerea procesului de asigurare a calitatii cu ajutorul calculatorului permite stabilirea fazelor si a factorilor asupra carora trebuie intervenit pentru optimizarea indicatorilor si a parametrilor de fabricatie, pentru ca productia sa se realizeze asa cum au stabilit compartimentele de conceptie (cercetare- proiectare).

S-a constatat ca managerii care au transformat calitatea într-un obiectiv important (prioritar) pentru întregul personal, au putut extinde exportul de produse siderurgice, s-au mentinut o perioada îndelungata pe anumite piete de desfacere, au atras comenzi de la beneficiari noi si au asigurat conditii pentru desfasurarea unei activitati ritmice, ceea ce a dus la o crestere a profiturilor.

Calitatea, care este un obiectiv strategic multidimensional, nu este o servitute care se desfasoara în campanii, ci se actioneaza continuu pentru realizarea programelor stabilite.

Concluzii

Preocuparea pentru îmbunatatirea activitatii calitative, trebuie sa devina o metoda cotidiana de lucru, în paralel cu diversificarea sortimentala si flexibilitatea productiei, pentru a creste prestigiul întreprinderii si a ridica imaginea de **"marca a fabricii".**

Trebuie retinut faptul ca metodele evoluate de asigurare a calitatii sunt cai sigure de realizare a unor produse metalurgice competitive.

Conceptul de asigurare a calitatii impune practicarea unui management creator, începând cu activitatea de conceptie, organizare, dotare tehnica si pregatire profesionala, continuând cu marketing, aprovizionare, productie, control, ambalare- expeditie si se finalizeaza cu informatiile parvenite de la beneficiari asupra însusirilor si comportarii produselor livrate.

Metalurgia româneasca este o industrie importanta a economiei si a fost construita pentru a sustine dezvoltarea si modernizarea altor sectoare de activitate.

Siderurgia din tara noastra a exportat cantitati mari de laminate, tevi si alte produse cu prelucrare avansata, la nivel de 3,8 mil. t în anul 1988 si 3,2 mil. t în anul 1989 (ponderea 1,9% la nivel mondial). In ultimii ani s-au schimbat multe lucruri în comertul mondial de produse metalurgice (cresterea exigentei beneficiarilor, receptia în U.E. dupa EN sau ISO, concurenta unor tari în curs de dezvoltare etc.), ceea ce impune ca si în România sa se adopte noi strategii în directia fabricarii si calitatii produselor, pentru cresterea competitivitatii acestora, a uzinelor (S.C.), dar si a ramurii în general.

Actiunea de intensificare a preocuparii pentru îmbunatatirea calitatii productiei trebuie sa devanseze procesul amplu de restructurare - modernizare - retehnologizare, mai ales ca exista piete de desfacere pentru produsele metalurgice.

REVISTA REVISTELOR

Stahl, *Germania, 1994 nr.3*

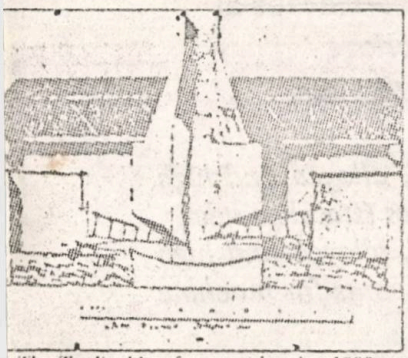
- *Fonte cu grafit sferoidal si cu grafit vermicular. Dezvoltare - stadiu actual, p.21*
- *O noua masina de cojit prin strunjire pentru productia economica a otelului "blank" de calitate superioara p.25*
- *Costul pe bucata hotaraste - laminarea axiala adânca, o alternativa mai ieftina pentru extruziune, p.30*
- *Caracteristicile si domeniul de utilizare al noului aliaj refractar Nicrofer 6025 HT, p.32*
- *Optimizarea caracteristicilor prin nitrurare cu plasma - procedeul Eltropuls, p.36*
- *Siguranta procesului la nitrurare si carbonitrurare - premize privind instalatiile, p.40*
- *Controlul nedistructiv în curent alternativ a pieselor presate la rece, p.43*
- *Degresarea si decaparea înaintea zincarii la cald - stadiul si importanta, p.45*
- *Sablaj economic, p.48*
- *"Gipsy" furnizeaza informatii bazate pe calculator, asupra pieselor forjate, p.54*
- *Uleiuri de racire sintetice, pe baza de materii prime naturale, p.55*
- *Masurarea electromagnetica a grosimii fara atingere si independenta de pozitie, p.56*
- *Profilul în adâncime - analiza straturilor termochimice marginale, cu folosirea spectrometriei cu descarcari luminiscente slabe, p.58*
- *Modernizarea masinilor de încercare, p.60*
- *Ferestraie rotative cu metale dure, de mare productivitate pe fluxul de finisare a unei uzine de tevi fara sudura, p.61*
- *Tratamentul de îmbunatatire a tuburilor pentru conducte petroliere, p.62*
- *Noutati din industrie, p.4-8*
- *Târguri si congrese, p.9-19*

2000 years of ironmaking at Hunedoara

By Ioan Romulus* & Găină Constantin**

Evidence produced by historical research, indicates that ironmaking has been taking place in the Carpatho-Danube region in some form or other since the first part of the iron age (1200-500BC). The discovery and development of smelting in the region – which now forms part of Romania – is attributed to the Geto-Dacians although local ironmaking came under the influence of both the Greek, and later on, Roman civilisations. The Celts also influenced the development of ironmaking technology, but local production managed to preserve some of the original methods and techniques.

Ironmaking in turn affected the history of the area. The military activities and rule of the Dacian kings, Burebista (89-44BC) and Decebalus (87-106AD), for example, would not have been possible without the material support of a strong ironmaking industry. Dacia was the last province to be added to the Roman Empire by the Emperor Trajan, in 106BC.



The Toplita blast furnace (drawing 1800).

The town of Hunedoara is situated in Transylvania, close to the Dacian kingdom of Sarmisegetusa. Rich iron ore deposits surround the town, and, being easily accessible and readily reduced,[1] they made an ideal raw material for the developing local iron industry. Lumps of ore, smelted iron mixed in with slag, refractory materials and burnt lime have all been discovered in archaeological excavations undertaken in the area.

A chemical analysis of the excavated materials is shown in Table 1. The furnaces were charged with charcoal, iron ore and lime. If the CO to CO_2 ratio corresponded, the iron oxides were reduced without removing the gangue made up of Al, Ca and Si oxides. To produce 1kg of iron, it was necessary to charge 3kg charcoal, and 1.7kg iron ore.

Table 1 *Analysis of ironmaking materials excavated near Hunedoara (%).*

	Iron ore	Partially reduced ore	Slag	Refractory materials
SiO_2	5.66	5.68	27.44	66.40
Fe_2O_3	59.71	61.21	1.65	5.67
FeO	-	22.13	10.50	-
Al_2O_3	5.25	2.03	6.77	13.54
CaO	0.40	1.59	29.76	10.35
MgO	0.63	0.91	4.20	2.46
Fe	-	60.79	1.16	-
Mn	1.05	0.71	1.02	-
P	0.06	0.06	1.08	-

Roman occupation

There is clear evidence of a local iron ore mining industry under Roman occupation of Dacia. One key discovery was that of a commemorative Roman column, located in one of the smelting and ironworking shops. The column was formed of limestone and bore the text: *Numini, Domini, Nostri, Marci Aurelii Antoni, Pii Felicis Augusti, Octavius Caius, Gaurius-Gaumianus, Sacendos Coloniae Apulensis ET Flavius Sotericus, Augustalis Coloniae, Sarmigetusae, Conductores FERRARIARUM.*

The column dates from the reign of the Roman Emperor Caracalla (138-161AD) and the text expresses the satisfaction of two leaders with the revenues generated by local iron ore mining and ironmaking.

Furnace technology

Shaft furnaces were used at the time to produce solid sponge iron which was consolidated by heating and hammering and could be carburised by heating in charcoal. One furnace which marks a development in technology, is now exhibited in the London Science Museum. This particular shaft furnace from the House Valley (Ghelar) near Hunedoara, dates from the 9th century. It was cut from rock, lined with refractory clay and fed with air through the bottom from bellows via a tube. It stands 1.6m high and has a top diameter of 0.6m and a bottom diameter of 0.32m. From the point of view of size and construction, this furnace was a technological shift from the open forms of smelting furnace used up until that time.

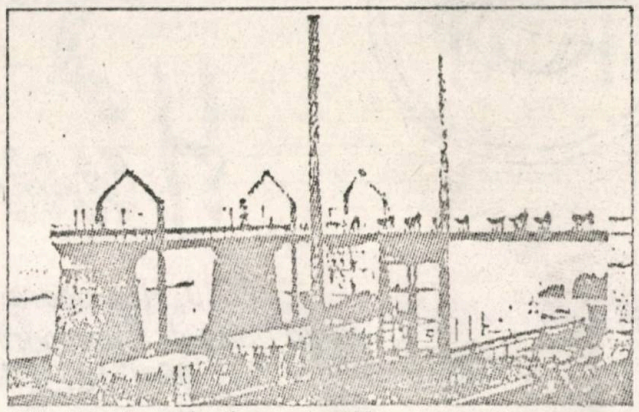
In the fifteenth century, ironmaking developed further and played a significant role in equipping the army of Iancu of Hunedoara, the Romanian Waiwode. He was involved in the Christian opposition to the Ottoman expansion and is known for his defeat of the Turkish army led by Mohammed II, at Belgrade in 1456.

The Hunedoara Castle with its estate were inherited by Iancu's son, Matei Corvin, a great Hungarian king who granted significant favours to ironworkers in the area in order to further encourage efficient production of weapons and tools.

In 1509, the region came under the rule of Count George of Brandenburg who encouraged the development of tools, weapons and flat iron products. Documents from the Count's estate show that five smelting shops operated in that time.

By the eighteenth century, the number of iron shops had increased to fifteen according to the document: *Ubarium seu nova connumeratio universorum bonorum ad arcem Vajda Huniadensem pertinentium.*[2]

Hunedoara castle became the administrative centre of the domain and soon took on a role as a metal market. The old German



2 The Hunedoara blast furnaces in 1898.

name of the town was Eisenmarkt (iron market) and many shops bore German names, such as agricultural tool shops *(mavenschimiede)* and forge shops *(hammerwerker)*.

Forging shops worked 26 weeks of the year. During summer months, they were obliged to work in the fields and during winter, the river which provided power for the forge hammer and bellows, froze over.

Among the existing eighteenth-century documents are some of the books kept by the iron shops (Plosca, Baia Nouă, Toplita, Nădrab and Impert) which show that flat and lump iron production was about 170t/y. In 1750, a blast furnace was commissioned at Toplita (Hunedoara county) to produce pig iron. This was then refined in open hearth furnaces for sale to blacksmiths. Charcoal consumption was around 1950kg/thm. Fig 1 shows the blast furnace design drawn around 1800.

The main blast furnaces had a working volume of 6.94m³, were 6.69m high, had diameters of 0.735m (hearth), 1.58m (bosh) and 0.632m (neck). Two tuyeres were positioned at 0.479 and 0.98m high. The furnace was lined with rose mica schist, the first 1.6m of which was changed annually because of intense wear. Complete overhauls were made at 10-12 year intervals.

In 1813, a blast furnace was commissioned at Govăjdie which had a 30m³ working volume and this was later upgraded to 60m³. The air-preheated Calder was also replaced, first with a Wasseralfinger and then a Cowper preheater. The Govăjdie shops specialised in cast iron. Around 5-7% of the pig iron output was refined by puddling at the Limpert shop.

On June 12th 1884, an 110m³ blast furnace was commissioned, followed by a 140m³ furnace in 1890 (Fig 2). Refining was undertaken using 12t open-hearth furnaces and two 6t Bessemer converters. This was the situation at the end of the 19th century and iron and steel production in the area has continued up until the present day. ■

* Ioan Romulus is an engineer at Siderurgica SA, Hunedoara. He teaches at the Engineering Faculty at Hunedoara and is a candidate for a doctorate at Bucharest. ** Găină Constantin is a technician at Siderurgica SA's quality-control laboratory.

This paper was first presented at a symposium celebrating 140 years since the commissioning of the first Hunedoara BF in June 1994.

1 Today, steelmaking at Hunedoara, is in the hands of Siderurgica SA, one of seven large Romanian steelplants. The works has some 3.6Mt/y steelmaking capacity, producing carbon, alloy and stainless steels.

2 Translates as 'Urban description and inventory of all goods existing in the Hunedoara domain'.

S.C. SIDERURGICA S.A. Hunedoara

2570, Hunedoara
Piata Iancu de Hunedoara Nr. 1,
Telefon: 054/712783, 054/712758 Fax: 054/712266

Societatea Comerciala **"Siderurgica"** S.A. **Hunedoara** produce si comercializeaza la preturi competitive urmatoarele produse:

* tagle pentru tevi din otel carbon, slab aliat, aliat si înalt aliat (inoxidabil);
* blumuri si tagle din otel carbon, slab aliat, aliat si înalt aliat pentru constructia de masini;
* tagle din otel pentru rulmenti;
* profile fasonate I.U. cornier, T;

* profile pentru:
  - senile de tractor si excavator;
  - brazdar de plug;
  - armatura de mina;
  - transportoare de mina;
  - aparate de cale ferata si sina ac;
  - traverse CF;

* sârma pentru armaturi beton, tragatorii, cord metalic;
* piese turnate si forjate;
* utilaj pentru turnarea otelului (poduri, lingotiere, pâlnii);
* cocs metalurgic;
* benzen, naftalina, smoala, sulf, toluen;
* fonta de afinare si de turnatorie;
* zgura granulata si vata de zgura;
* calcar si var;
* dolomita calcinata si sinterizata;
* blocuri dolomitice

"Siderurgica" S.A. **Hunedoara** produces and commercialises at competitive prices the following products:

* carbon, low-alloyed, alloyed and high alloyed steel billets for tubes (stainless steel);
* carbon, low-alloyed, alloyed and high alloyed steel billets and blooms for machine building;
* steel billets for bearings;
* shaped sections, IPE-beams, channels, angles, T-sections;
* profiles for:
  - tractor and excavator track shoes;
  - plough shares;
  - mine gallery supporting;
  - mine conveyors;
  - railroad accessories siding rail;

* wire for concrete reinforcements, for drawing, metallic cord;
* cast and forged pieces;
* equipment for steel casting (platforms, moulds, funnels);
* metallurgical coke;
* benzene, naphthalene, tar, sulphur, toluene;
* refining and cast pig iron;
* granulated slag and slag wadding;
* lime and chalkstone;
* calcined and sintered dolomite;
* dolomitic blocks

Alcea Industriilor nr. 1 bis
5100 Buzau România
Telefon: 038/427328
Telex: 56317r
Telefax:038/436514

CORD S

Buzau

Cord metalic *cord*

Sârme pentru ar **rtunurilor**
de înalta presiun

Hig **sure hose wire**

Sârme pentru arcuri *ring wire*

Sârme alamite **Brass coated wire**

Cabluri din otel alamit *Brass coated steel ropes*

Sârme pentru cablari **Ropes wire**

MEI

Your most reliable trading partner

Metalexportimport S. A. is a specialized foreign trade company, the most important exporter of metallurgical products in Romania.

Metalexportimport S. A.

EXPORTA:

- tabla medie si groasa, inclusiv tabla navala (hot rolled heavy plates, including shipbuilding plates);
- tabla subtire laminata la rece (cold rolled steel sheets);
- tabla zincata (galvanized steel sheet);
- tabla transformator (cold rolled-oriented grain silicon steel strip);
- profile otel laminate la cald UNP, INP, corniere, otel rotund, patrat (hot rolled steel profiles-channels joists, angles, round, flat bars);
- otel beton si sârma laminata (reinforcing steel bars and wire road);
- sârma trasa din otel (drawn steel wire);
- electrozi sudura (welding electrodes);
- cuie (nails);
- lanturi industriale (industrial chaines);
- cabluri tractiune (wire ropes);
- sârma si toroane beton precomprimat (steel wire for prestressed concrete and stress relieved steel wire strands);
- cord metalic (brass plated steel cord for tyres);
- sârma taloane (bronze plated steel wire);
- tevi conducta (seamless line pipes);
- burlane foraj (casing);
- tevi sudate (welded pipes);
- blocuri aluminiu si laminate aluminiu (aluminium ingots and aluminium products).

IMPORTA:

- cocs (coke);
- carbune cocsificabil (coaking coal);
- materiale refractare (refractory products);
- minereu de fier (iron ore);
- feroaliaje (ferroalloys);
- neferoase blocuri (nonferrous ingots);
- alte materii prime necesare industriei metalurgice (other raw materials for metallurgical industry).

We guarantee quality and competitiveness!

Metalexportimport S. A.

Bucharest - Romania, 21 - 25 Mendeleev Street
Phone: 01/3120447, 01/6595060; Telex: 11515;
Fax :01/3120446

ORSZÁGOS MŰSZAKI INFORMÁCIÓS KÖZPONT ÉS KÖNYVTÁR 1883

"SIDEROM" S. A., societate comerciala de strategie, cu sediul în Bucuresti,
str. Mendeleev, nr. 21 - 25, sector 1,
telefon: 01/6 59 65 35,
telefax: 01/3 12 42 76; 01/3 12 42 78; 01/3 12 42 80

produce si comercializeaza prin cele 56 de societati comerciale asociate urmatoarele:

- *laminate finite lungi din otel deformate la cald;*
- *table si benzi din otel laminate la cald si la rece;*
- *table si benzi din otel acoperite;*
- *bare din otel deformate la rece;*
- *profile din otel îndoite la rece;*
- *sârme din otel trefilate si produse din sârma;*
- *produse din aliaje speciale, inclusiv rezistive;*
- *tevi din otel sudate longitudinal, trase sau laminate la rece;*
- *electrozi si fluxuri de sudura;*
- *feroaliaje;*
- *produse cocsochimice;*
- *produse carbunoase;*
- *diverse produse de uz industrial, agricol si casnic;*
- *activitate de consulting si service în domeniile engineering, comercial, financiar-contabil,management, juridic, relatii sociale, informare si documentare de specialitate.*

"SIDEROM" S. A., holding - type strategy company, with head offices in Bucharest,
21 - 25, Mendeleev st., sector 1,
telephone: 01/6 59 65 35,
telephaxes: 01/3 12 42 76; 01/3 12 42 78; 01/3 12 42 80

provides and supplies through its 56 associated companies:

- *hot-rolled steel sections;*
- *hot-rolled and cold-rolled sheets and strips;*
- *coated sheets and strips;*
- *cold-drawn steel bars;*
- *cold-bent steel sections;*
- *rolled and drawn wire and wire products;*
- *special alloys products, including resistive strip and wire;*
- *longitudinally welded tubes and pipes, both cold-rolled or drawn;*
- *welding electrodes and fluxes;*
- *ferro-alloys;*
- *metallurgical coke and by-products;*
- *graphite electrodes;*
- *different products of industrial, agricultural and housekeeping purpose;*
- *consulting and assistance for: engineering, trade, marketing, finance, management, legislation, social relations information and know-how in specific branches.*

Procurându-va cataloagele complete si vizitând microexpozitia de la sediul nostru puteti capata raspunsuri la toate întrebarile dumneavoastra referitoare la posibilitatile siderurgiei românesti.

Please take opportunity to purchase our catalogues and to visit the micro-exhibition which is located in our head-offices, in order to receive the answer to your questions, regarding the posibilities of the romanian iron and steel industry.

SIDEROM *at your disposal !*

Your most reliable trading partner

Metalexportimport S. A. is a specialized foreign trade company, the most important exporter of metallurgical products in Romania.

Metalexportimport S. A.

EXPORTA:

- tabla medie si groasa, inclusiv tabla navala (hot rolled heavy plates, including shipbuilding plates);
- tabla subtire laminata la rece (cold rolled steel sheets);
- tabla zincata (galvanized steel sheet);
- tabla transformator (cold rolled-oriented grain silicon steel strip);
- profile otel laminate la cald UNP, INP, corniere, otel rotund, patrat (hot rolled steel profiles-channels joists, angles, round, flat bars);
- otel beton si sârma laminata (reinforcing steel bars and wire road);
- sârma trasa din otel (drawn steel wire);
- electrozi sudura (welding electrodes);
- cuie (nails);
- lanturi industriale (industrial chaines);
- cabluri tractiune (wire ropes);
- sârma si toroane beton precomprimat (steel wire for prestressed concrete and stress relieved steel wire strands);
- cord metalic (brass plated steel cord for tyres);
- sârma taloane (bronze plated steel wire);
- tevi conducta (seamless line pipes);
- burlane foraj (casing);
- tevi sudate (welded pipes);
- blocuri aluminiu si laminate aluminiu (aluminium ingots and aluminium products).

IMPORTA:

- cocs (coke);
- carbune cocsificabil (coaking coal);
- materiale refractare (refractory products);
- minereu de fier (iron ore);
- feroaliaje (ferroalloys);
- neferoase blocuri (nonferrous ingots);
- alte materii prime necesare industriei metalurgice (other raw materials for metallurgical industry).

We guarantee quality and competitiveness!

Metalexportimport S. A.

Bucharest - Romania, 21 - 25 Mendeleev Street
Phone: 01/312 04 47, 659 50 60; Telex: 11515;
Fax: 01/312 04 46

(3500)-4

METALURGIA

Revista lunara editata de SIDEROM S.A.

1995

9-10

E 3280

Uzinsider s. a.

Cooperates for construction and rehabilitation of metallurgical plants, both in Romania and abroad, with reputed companies, specialized in technology and manufacturing of equipment for iron and steel industry.

UzinSider Foreign trade Company

32, Republicii Blv., Phone 613 16 34, P.O.B. 2, Fax: 312 39 02;
Cable UZEXIM - Bucharest, Romania

IMPORTANT PRODUCATOR DE

LAMINATE FINITE DIN OTEL

Sidex

sub forma de:

Tabla si banda laminata la cald

Tabla groasa

Tabla si banda laminata la rece

Tevi sudate longitudinal cu diametre cuprinse în gama 508 - 1420 mm.

destinate:

industriei chimice, petrochimice si a gazelor naturale

industriei electronice

constructiei de masini grele, nave maritime si fluviale, utilaje

fabricilor de produse de larg consum (autoturisme, frigidere, masini de spalat, aragaze, obiecte casnice)

Str. Smârdan, nr. 1
6200 - Galati - România
Tel: 40 - 36 43.19.00
Fax: 40-36-43.20.17; 46.49.46
Telex: 51257; 51312

SIDEX S.A.
GALAŢI - ROMÂNIA

Inregistrat în Registrul Comertului Nr. J 17/21/1991
Cod Fiscal: 1639739 B.C.R. Galati

IMPORTANT PRODUCATOR DE

LAMINATE FINITE DIN OTEL

Sidex

sub forma de:

Tabla si banda laminata la cald

Tabla groasa

Tabla si banda laminata la rece

Tevi sudate longitudinal cu diametre cuprinse in gama 508 - 1420 mm

destinate:

industriei chimice, petrochimice si a gazelor naturale

industriei electronice

constructiei de masini grele, nave maritime si fluviale, utilaje

fabricilor de produse de larg consum (autoturisme, frigidere, masini de spalat, aragaze, obiecte casnice)

ORSZÁGOS MŰSZAKI INFORMÁCIÓS KÖZPONTI KÖNYVTÁR 1683

SIDEX S.A.

GALAŢI - ROMÂNIA

Str. Smârdan, nr. 1
6200 - Galati - România
Tel: 40 - 36 43.19.00
Fax: 40-36-43.20.17; 46.49.16
Telex: 51257; 51312

Inregistrat in Registrul Comertului Nr. J 17/21/1991
Cod Fiscal: 1639739 B.C.R. Galati

S.C. SIDERURGICA S.A. Hunedoara

2570, Hunedoara
Piata Iancu de Hunedoara Nr. 1,
Telefon: 054/712783, 054/712758 Fax: 054/712266

Societatea Comerciala **"Siderurgica"** S.A. **Hunedoara** produce si comercializeaza la preturi competitive urmatoarele produse:

* tagle pentru tevi din otel carbon, slab aliat, aliat si înalt aliat (inoxidabil);
* blumuri si tagle din otel carbon, slab aliat, aliat si înalt aliat pentru constructia de masini;
* tagle din otel pentru rulmenti;
* profile fasonate I.U. cornier, T;

* profile pentru:
  - ◊ senile de tractor si excavator;
  - ◊ brazdar de plug;
  - ◊ armatura de mina;
  - ◊ transportoare de mina;
  - ◊ aparate de cale ferata si sina ac;
  - ◊ traverse CF;
* sârma pentru armaturi beton, tragatorii, cord metalic;
* piese turnate si forjate;
* utilaj pentru turnarea otelului (poduri, lingotiere, pâlnii);
* cocs metalurgic;
* benzen, naftalina, smoala, sulf, toluen;
* fonta de afinare si de turnatorie;
* zgura granulata si vata de zgura;
* calcar si var;
* dolomita calcinata si sinterizata;
* blocuri dolomitice

"Siderurgica" S.A. **Hunedoara** produces and commercialises at competitive prices the following products:

* carbon, low-alloyed, alloyed and high alloyed steel billets for tubes (stainless steel);
* carbon, low-alloyed, alloyed and high alloyed steel billets and blooms for machine building;
* steel billets for bearings;
* shaped sections, IPE-beams, channels, angles, T-sections;
* profiles for:
  - ◊ tractor and excavator track shoes;
  - ◊ plough shares;
  - ◊ mine gallery supporting;
  - ◊ mine conveyors;
  - ◊ railroad accessories siding rail;
* wire for concrete reinforcements, for drawing, metallic cord;
* cast and forged pieces;
* equipment for steel casting (platforms, moulds, funnels);
* metallurgical coke;
* benzene, naphthalene, tar, sulphur, toluene;
* refining and cast pig iron;
* granulated slag and slag wadding;
* lime and chalkstone;
* calcined and sintered dolomite;
* dolomitic blocks

METALURGIA

REVISTA EDITATA DE "SIDEROM" S. A.

9 - 10
sep. - oct.
1995

ISSN 0461 - 9579

ORSZÁGOS KÖZPONT ÉS KOHÁSZATI MŰSZAKI INFORMÁCIÓS 1883

Sumar

Strugari,F.: **Combinatul Siderurgic "SIDEX" S.A. Galati pe coordonatele reafirmarii 5**

Florea,Al.: **Viitorul siderurgiei? 7**

Cojocaru, V.: **Analiza pe model a tehnologiei de insuflare a gazelor inerte în metalul lichid 11**

Teodorescu,Romanita: **Posibilitati de valorificare a namolurilor cu continut de metale grele toxice provenite din statiile de neutralizare a apelor de spalare si a solutiilor epuizate din liniile de acoperiri metalice 17**

Teodorescu,Romanita: **Posibilitati de reducere a continutului de umiditate a namolurilor rezultate din statiile de neutralizare a apelor de spalare si a solutiilor epuizate rezultate din liniile de acoperiri metalice 20**

Teodorescu,Romanita: **Aspecte teoretice si tehnologice privind valorificarea namolurilor cu continut ridicat de zinc provenite din liniile de zincare electrochimica la obtinerea de pigmenti de zinc 23**

Ionescu,C. si Mihaela,Pana: **Cercetari experimentale asupra influentei regimului de lucru asupra calitatii suprafetelor pieselor din oteluri aliate de îmbunatatire 27**

Zamfir,Simona si Vidu,Ruxandra: **Cercetari privind comportarea la coroziune intercristalina a aliajelor de tip Al-Zn-Cu-Mg 31**

Dobre,Alexandra, Zamfir,Simona si Vidu,Ruxandra: **Studiul structural al unor aliaje de titan supuse actiunii unor agenti corosivi 34**

Nicolae,Maria, Echim,Antoaneta si Gheorghe,Andrei: **Elaborarea ferosilicomanganului ... 36**

Severin,Irina si Zgura,Gh.: **Aspecte teoretice si experimentale privind influenta particulelor ceramice asupra rezistentei la deformare a materialelor compozite cu matrice din aluminiu 40**

Riposan,I., Chisamera,M., Iancau,N. si Duma,I.: **Turnarea centrifugala a fontelor albe tip Ni-Hard I rezistente la uzare 45**

Predescu,C., Murgulet,N. si Nicolae,A.: **Premise favorabile utilizarii energiei ultrasonice la arderea combustibililor lichizi grei în agregatele metalurgice 49**

Cojocaru,V. si Lazar,A.: **Studiu comparat privind dezoxidarea cu aluminiu si FeSiCaMg a otelurilor obisnuite de turnatorie 52**

Cazimirovici,E. si Cazimirovici,C.: **Proiectarea asistata de calculator a schemei de reduceri pentru laminarea benzilor la cald din oteluri carbon la laminorul de 1700 mm de la S.C. SIDEX S.A. Galati 54**

Chelu,Gh.: **Calculul si analiza rezistentei la deformarea plastica a otelurilor în functie de compozitia chimica 58**

Cretu,Steliana, Calin,Georgeta,Camelia si Cretu,Gh.: **Posibilitati de aplicare a sulfurii de molibden pe suprafete metalice fosfatate din medii apoase 62**

S u m a r *(continuare)*

Bejan,M.: **Cercetarea experimentala a starii de tensiune în traversele batiurilor preselor hidraulice** **71**

Calinescu,S.: **Stabilirea preliminara si dozarea adaosurilor la aerul suflat în furnal** **79**

Bujoreanu,L.,Gh., Stanciu,S. si Dia,V.: **Formarea maclelor de tip II în aliajele pseudoelastice, tip Cu-Al-Ni, cu memoria formei** **87**

Bercea, M.: **Analiza deteriorarii materialului si a tensiunilor remanente din zona îmbinarii prin sudura, din tevi sudate longitudinal, electric prin presiune (Partea a II-a)** **97**

Recenzii **78**

Comunicari **94**

Noutati **96**

Colegiul onorific de redactie

(în ordine alfabetica)

LUCIAN AMANCEI, VICTOR BERTALAN, ROMULUS BUDISTEANU, ION CHIOSE, SORIN DIMITRIU, MIRCEA DOBRESCU, VICTOR GUIDEA DANILA, ALEXANDRU FLOREA, EMIL FLORIAN, LADISLAU FRUMOSU, RADU HANGA, PETRE IANC, GHEORGHE LEPADATU, IOAN VICTOR MANOLESCU, STEFAN MARGINEANU, VIOREL MUNTEANU, MIHAELA PANA, VASILE PARPALA, CRISTIAN PIRVAN, BUJOR ROSCA, SILVIU SAMOILESCU, EUGEN SANDU, IOAN FLORENTIN SANDU

Redactor responsabil: prof. dr. ing. I. VÂRCOLACU

Revizie tehnica: prof. dr. ing. I. VÂRCOLACU

Sef CIDMET: ing. Brândusa Florentina Scortea

Redactor: ing. Brândusa Florentina Scortea

Stilizare, corectura: Rodica Rosu, Mirela Bleoju

Tehnoredactare computerizata: Cristian Berehoi

Redactia si administratia: Bucuresti, str. Mendeleev, nr.21-25, sector 1, cod 70168, telefon 01/6594990, fax 01/3124278

Institutiile pot achita abonamentele fn contul nostru de viramент nr. 30 15 20 201 BCR-SMB.
Costul unui abonament: lei 36.000

Cititorii din strainatate se pot abona prin Rodipet S. A. P. O. Box 33 - 57, fax 0040-1-3129432 sau 3129433, telex 11995 - Piata Presei Libere nr. 1, sect 1, Bucuresti, Romania

Readers from abroad can subscribe through Rodipet S. A. P. O. Box 33 - 57, fax 0040-1-3129432 or 3129433, telex 11995 - Piata Presei Libere nr. 1, sect 1, Bucuresti, Romania

Copyright © 1948 S. C. SIDEROM S. A. CIDMET

Reproducerea de parti din aceasta revista este permisa cu acordul scris al editorului

The copyright of parts from this publication is allowed with the written agreement of the editor

D.C.: 669.1.013.5
Strugari,Fl.: **The Iron and Steel Complex of Sidex Galatz is going to gain new strength**
Metalurgia 47(1995), nr.9-10, p. *5*

D.C.: 669.1
Florea,Al.: **Siderurgy future?**
Metalurgia 47(1995), nr.9-10, p. *7*

D.C.: 621.74
Cojocaru,V.: **Analysis on model of the inert gases injection technology in hot metal**
Metalurgia 47(1995), nr.9-10, p. *11*

D.C.: 621.7.029
Teodorescu,Romanita: **Possibilities to enhance the muds containing toxic heavy metals resulted from the water washing neutralization stations and from the exhaustion solutions from the metalic covering lines**
Metalurgia 47(1995), nr.9-10, p. *17*

D.C.: 621.7.029
Teodorescu, Romanita: **Possibilities to reduce the humidity content of the mud resulted from the water washing neutralization stations and of the exhaustion solution resulted from the metallic convering lines**
Metalurgia 47(1995), nr.9-10, p. *20*

D.C.: 669.5
Teodorescu,Romanita: **Theoretical and technological aspects regarding the enhance of muds with high zinc content resulted from zinc plating electrochemical lines to obtain zinc pigments**
Metalurgia 47(1995), nr.9-10, p. *23*

D.C.: 621.74
Ionescu,C. and Pana,Mihaela: **Experimental researches regarding working conditions influence on the quality of parts surfaces made of improving alloyed steel**
Metalurgia 47(1995), nr.9-10, p. *27*

D.C.: 620.196.2
Zamfir,Simona and Vidu,Ruxandra: **Studies regarding the intercrystaline corrosion behaviour of Al-Zn-Cu-Mg alloys**
Metalurgia 47(1995), nr.9-10, p. *31*

D.C.: 620.193
Dobre, Alexandra, Zamfir, Simona and Vidu, Ruxandra: **Structural study of some titanium alloys subject to some corrosion agents**
Metalurgia 47(1995), nr.9-10, p. *34*

D.C.: 669.2/.8
Nicolae,Maria, Echim,Antoaneta and Gheorghe,A.: **The manganese Ferrosilicon elaboration**
Metalurgia 47(1995), nr.9-10, p. *36*

D.C.: 669.018.25
Severin,Irina and Zgura,Gh.: **Theoretical and experimental aspects regarding ceramic particles on deformation strength of the composite materials with aluminium matrix**
Metalurgia 47(1995), nr.9-10, p. *40*

D.C.: 621.74
Riposan,I., Chisamera,M., Iancau,N. and Duma,I.: **Centrifugal casting of withe iron Ni Hard 1 type wear resistant**
Metalurgia 47(1995), nr.9-10, p. *45*

D.C.: 662.61; 536.46
Predescu,C., Murgulet,N. and Nicolae,A.: **Favourable premises to use ultrasonic energy at heavy fuels combustion in metallurgical plants**
Metalurgia 47(1995), nr.9-10, p. *49*

D.C.: 621.74
Cojocaru,V. and Lazar,A.: **Compared study regarding aluminium and Fe Si Ca Mg deoxidation of the common casting steels**
Metalurgia 47(1995), nr.9-10, p. *52*

D.C.: 621.771.23
Cazimirovici,E.and Cazimirovici,C.: **Computerized designing of the reduction diagram for carbon steel strips hot rolling at 1700 mm rolling mill from SIDEX of Galatz**
Metalurgia 47(1995), nr.9-10, p. *54*

D.C.: 539.374
Chelu,Gh.: **Calculation and plastic deformation resistance analysis function the chemical composition**
Metalurgia 47(1995), ne.9-10, p. *58*

D.C.: 669.28
Cretu,Steliana, Calin,Camelia,Georgeta and Cretu,Gh.: **Possibilities to apply Mo S2 on phosphatized metallic surfaces in aqueous medium**
Metalurgia 47(1995), nr.9-10, p. *62*

D.C.: 621.74
Bejan,M: **Tension experimental research in trunk cross-arms of hydraulic presses**
Metalurgia 47(1995), nr.9-10, p. *71*

D.C.: 669.162
Calinescu,S.: **Preliminary establishing and excesses proportioning at furnace blast air**
Metalurgia 47(1995), nr.9-10, p. *79*

D.C.: 669.018
Bujoreanu,L.,Gh., Stanciu,S., Dia,V.: **Formation of type II twinns, in pseudo elastic Cu-Al-Ni, type shape memeory alloys**
Metalurgia 47(1995), nr.9-10, p. *87*

D.C.: 621.791
Bercea, M.: **Material damage and residual stresses analysis from the welded zone of the longitudinal electrical welded pipes by pressure (Part II)**
Metalurgia 47(1995), nr.9-10, p. *97*

COMBINATUL SIDERURGIC "SIDEX" S. A. GALATI PE COORDONATELE REAFIRMARII

Dr. ing. Fl. Strugari - C. S. SIDEX S. A. Galati

C. Z.: 669.1.013.5

În perioada 18-24 mai 1995 a avut loc la Pittsburgh - Pensilvania din S.U.A., Târgul Mondial de Inventii si Transfer Tehnologic la care a participat o delegatie din România, formata din doi reprezentanti ai Institutului National de Inventica Iasi si doua persoane de la SIDEX S.A. Galati:

- dr. ing. Florea Strugari - Sef Serv. Tehnic;
- dr. fiz. Nicolae Nat - Serv. Tehnica Nucleara,

precum si ing. Doru Tataru de la IACMRS Galati, ca firma particulara. La târg am prezentat urmatoarele lucrari:

A. - Inventii

1. Procedeu pentru obtinerea unui otel cu rezistenta ridicata la fluaj
2. Instalatie pentru controlul tratamentelor termice tip ICT - 01
3. Procedeu pentru realizarea postcombustiei în convertizorul de elaborare a otelului
4. Procedeu de recuperare a metalelor valoroase din deseurile rezultate prin polizarea sleburilor inox
5. Modernizari la preîncalzitoarele de aer cald la furnale

B. Tehnologii noi

6. Table groase din otel înalt aliat cu mangan "Hadfield"
7. Table "Triplex" pentru cormane de plug

Scopul delegatiei noastre a fost:

- *discutii tehnice referitoare la inventiile si tehnologiile noi prezentate la Târg, cu parteneri straini interesati, în vederea contractarii si valorificarii ofertelor de licenta;*
- *reclama (publicitate) pentru firma "SIDEX";*
- *stabilirea de eventuale colaborari si contracte.*

La Târg au participat peste 1500 inventatori din 60 de tari, din care: Anglia, Brazilia, China, Bulgaria, Coreea, Finlanda, Ungaria, Croatia, Slovacia, Cehia, Spania, Germania, Taiwan, S.U.A., Olanda, România, Australia, Africa de Sud si altele, prezentând inventii din domeniile: automatizari electronice, aparatura de calcul, actionari electrice, sport, constructii de masini, protectia mediului, chimie, materiale plastice, agrement, aviatie, protectia animalelor, telecomunicatii, utilaj de constructii, medicina, siderurgie si altele.

O parte din inventiile prezentate la solicitarea autorilor au fost incluse contra cost în Catalogul Oficial al Târgului. Acest Catalog a constituit un mijloc de reclama efectuata de organizatorii Târgului Mondial de Inventii si Transfer Tehnologic - firma IMPEX si a fost distribuit contra cost oamenilor de afaceri care au vizitat Târgul, iar trei exemplare au fost aduse la SIDEX.

Pentru fiecare inventie, organizatorii au pus la dispozitie exponantilor un stand unde erau înscrise numele autorului, denumirea inventiei si tara. Pentru fiecare inventie prezentata, exponantul era obligat sa prezinte la vedere, vizitatorilor, raspunsul la urmatoarele întrebari:

- *se comercializeaza licenta sau inventia;*
- *se solicita sursa de capital;*
- *se cauta realizator;*
- *se cauta om de afacere;*
- *se doreste extinderea zonei de comercializare;*
- *alte conditii de comercializare.*

Standul "SIDEX" S.A. a cuprins un spatiu de 12 m lungime si 3 m latime, unde am expus 6 postere.

Tinându-se seama de spatiul atribuit si de modul cum s-au amenajat celelalte standuri, delegatia SIDEX a închiriat un videocasetofon pentru prezentarea în mod continuu a casetei în limba engleza, având înregistrate produsele si fluxul integrat "C.S. SIDEX se prezinta!". In fata standului SIDEX au fost dispuse pliante si prospecte referitoare la inventiile prezentate, precum si parametrii cu produsele combinatului.

Zilele de 18-20 mai au fost acordate accesului oamenilor de afaceri si al specialistilor pe baza de înregistrare la secretariatul Târgului. In data de 18 mai a intrat în actiune Juriul International pentru examinarea unor inventii, iar premierea acestora s-a realizat în seara zilei de 20 mai 1995.

Delegatia României a primit urmatoarele premii:

» 1 medalie aur

» 2 medalii argint

» 3 medalii bronz

Delegatia de la C.S. "SIDEX" S.A. Galati a fost premiata cu:

» o medalie de **aur** pentru noua tehnologie: *"Table groase din otel înalt aliate cu mangan Hadfield"*

» o medalie de **argint** pentru inventia: *"Instalatie pentru controlul tratamentelor termice tip ICT-01"*

» o medalie de **bronz** pentru modernizari la caupere

Daca avem în vedere faptul ca delegatiile din Bulgaria, Cehia, Slovacia, Coreea, Ungaria, China si altele nu au obtinut decât câte o medalie de bronz, delegatia din România a fost apreciata de catre Juriul International ca s-a prezentat la nivelul marilor firme din lume, cu lucrari deosebite, onorând poporul român în perioada de tranzitie spre economia de piata.

Standul României a fost vizitat de oameni de afaceri si specialisti de la firmele: METALTECH-S.U.A., IDEA EXCHANGE - S.U.A., R.G. TEHNOLOGY - S.U.A., GRUP KONKORD CANADATCH - Taiwan, SACHS- Germania, LIMAN STEEL-S.U.A., KREMIKOVTZI-Bulgaria, MALCOM PIRNIE-Brazilia, ANDYLANTZMAN-S.U.A., BICHWIRK ARMS-S.U.A., VAG THE VISNAL AIDS CENTER OF PITTSBURGH, WEC WORLD ENVIRONMENT CENTER-S.U.A. si altele care s-au interesat de tehnologiile prezentate, precum si de posibilitatile de contractare a produselor SIDEX.

In acest sens s-au purtat discutii tehnice preliminare asupra contractarii unor tehnologii noi si inventii cum sunt:

— *Table groase din otel înalt aliat cu mangan "Hadfield"*

— *Table "Triplex" pentru cormane de plug*

— *Instalatia pentru controlul tratamentelor termice*

— *Procedeu de recuperare a metalelor valoroase din deseuri*

Firma SACHS din Germania a fost interesata de achizitionarea instalatiei pentru controlul tratamentelor termice.

Multe firme din S.U.A., Taiwan, China, Olanda au solicitat prospecte despre combinat în scopul lansarii de contracte pentru achizitionarea de produse plate (tabla groasa pentru cazane si recipienti, tabla mijlocie, tabla subtire pentru ambustisare si tabla zincata).

Majoritatea reprezentantilor firmelor straine care au vizitat standul "SIDEX" S.A. Galati au apreciat produsele realizate la Combinat, tehnologiile moderne aplicate, considerând "SIDEX" S.A. Galati printre cele mai moderne combinate siderurgice din Europa. Ca un element deosebit petrecut în zilele Târgului a fost prezenta unui ziarist american care timp de doua ore a realizat un interviu delegatiei noastre, pentru a se convinge ca astazi în România este posibil ca firme particulare sa desfasoare prestari de servicii la unitati de stat (cazul ing. Doru Tataru reprezentând firma particulara, care

realizeaza lucrari de modernizare la preîncalzitoarele de aer cald de la furnalele SIDEX Galati).

S-a precizat si faptul ca însusi manageriatul "SIDEX" se realizeaza astazi de catre societatea "SIDERMAN".

Aceste elemente schimba imaginea României în lume prin fapte.

De asemenea, în perioada 30 mai - 3 iunie 1995 s-a desfasurat Salonul International de Noutati Tehnice INVENTA 1995 la Sala Mare a Palatului din Bucuresti. SIDEX a fost prezent cu doua produse noi: table groase din otel înalt aliat cu mangan si table triplex pentru cormane de plug si cu zece inventii. Prezenta în premiera cu un astfel de stand a atras atentia în mod deosebit vizitatorilor straini si români, presei, radioului si televiziunii.

Ca urmare a unei jurizari deosebit de exigente s-au acordat doua premii I: pentru table groase din otel înalt aliat cu mangan si pentru modernizarile de la preîncalzitoarele de aer ale furnalelor si o medalie de aur pentru procedeu si instalatie de recuperare a gazului de furnal esapat în atmosfera.

VIITORUL SIDERURGIEI ?

Ing. Al. Florea - S.C. ICPPAM S.A. Galati

C.Z.: 669.1

Pe aceasta tema se poate scrie foarte mult, de la probleme de detaliu pâna la aspectul general al temei, cu idei si pareri diferite. Prin titlu si o sumara enuntare a câtorva aspecte legate de aceasta, se doreste o dezbatere, în cadrul revistei, de catre specialisti siderurgici a viitorului acestei ramuri industriale, legata de tehnologiile si configuratia unei uzine siderurgice într-un viitor mai mult sau mai putin îndepartat.

Consider ca aceasta problema este de stricta actualitate întrucât au trecut deja cinci ani în care se discuta înca "ce si cum". Acest "ce si cum" este una din conditii, dar ea trebuie legata de factorul "timp", cu alte cuvinte "când" se face restructurarea si modernizarea industriei siderurgice din România, astfel încât la terminarea a ceea ce se preconizeaza - cu eforturi financiare deosebite - sa nu se constate ca ceea ce "s-a modernizat" este deja depasit.

Modernizarea tehnologica presupune alaturi de competitivitate - calitate, costuri, termen de livrare - si rezolvarea problemelor de protectia mediului si energetice..

Cuptorul electric

În abordarea în continuare a unor subiecte ce pot schimba siderurgia viitorului se porneste de la evolutia productiei de otel pe o perioada de 25 de ani, respectiv anii 1975-2000.

În perioada anterioara, respectiv anii 1950-1975, se constata ca productia de otel brut a lumii a avut un salt spectaculos, de la cca 200 mil.t otel în 1950 la cca 700 mil.t otel în 1975. In aceasta perioada o realizare importanta tehnologica a fost introducerea rapida a convertizoarelor cu insuflare de oxigen (LD), care au înlocuit cuptoarele Bessemer si cuptoarele Martin. Au fost puse în functiune capacitati de peste 500 mil. t/an. Dupa 1975 au mai fost puse în functiune convertizoare cu insuflare de oxigen într- o proportie mica si în special în tarile în curs de dezvoltare: China, Argentina, Brazilia, India, Coreea, Mexic, Rusia.

S-a dezvoltat mult tehnica otelariilor cu convertizoare LD, temele principale fiind obtinerea de continuturi cât mai scazute de elemente însotitoare de otel, automatizarea, mediul ambiant, captusirea convertizoarelor, reciclarea fierului vechi, iar la METEC '84 procedeul de insuflare combinata si-a început drumul sau victorios în tehnologia elaborarii otelurilor.

Din cauza capacitatii limitate de topire a deseurilor de fier în cadrul convertizoarelor LD, cantitatea de deseuri a crescut si a devenit o sursa de materii prime atractiva din punct de vedere economic. Aceasta sursa de materie prima si introducerea conceptului de miniuzina si reducere directa au dus la dezvoltarea tehnologica a cuptorului electric si au accelerat utilizarea lui, astfel încât ponderea otelului electric din totalul de otel brut a crescut într-un ritm mediu de cca 5% prevazându-se ca aceasta sa ajunga la finele anului 2000 la cca 300 mil.t (40% din total otel brut-tab. 1).

Tabelul 1

Anul	1975	1980	1985	1990	1995	2000
% otel electric din total otel brut	15	22	24	28	35	40

Rata de crestere, %

	Total otel Mt	Otel electric Mt	Raport otel electric/total otel
1980 - 1990	0,7	3,5	5,0
1970 - 1980	1,9	6,6	3,4
1960 - 1970	5,3	9,1	1,7

Principalele realizari obtinute în dezvoltarea tehnologica a cuptorului electric sunt:

1. Cresterea puterii instalatiei, kVA/t
2. Utilizarea unei cantitati mai mari de oxigen la topire
3. Metalurgia în oala fara încalzire
4. Elemente racite cu apa
5. Zgura spumanta
6. Arzator cu gaz/oxigen
7. Utilizarea calculatorului
8. Preîncalzirea deseurilor
9. Metalurgia în oala cu încalzire
10. Evacuarea prin fund
11. Adaugarea automata de elemente de aliere
12. Cuptor cu doua cuve
13. Insuflare de gaz metan si praf de carbune
14. Arderea ulterioara a CO
15. Reglarea si automatizarea functionarii cuptorului

Numarul mare de masuri mentionate a dus la micsorarea duratei dintre descarcari, micsorarea consumului de energie si cresterea productivitatii cuptorului în domeniul convertizoarelor cu oxigen (fig.1 si tab. 2).

Tabelul 2

Parametrii	1965	1980	1993[1)]	1993[2)]	viitor
Timp între doua descarcari, min	180	135	45	45	35
Consum de energie, MJ/t	2260	1800	1250	1270	< 1000
Consum de electrozi, kg/t	6,5	3,7	1,1	1,4	0,8

1) Daiwa - Mizushima 100 t cuptor în curent continuu (Japonia)
2) Ferriere - Nord 80 t cuptor în curent alternativ (Italia)

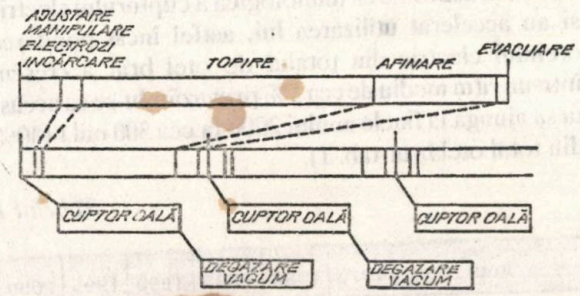


Fig. 1

Comparatie între functionarea unui cuptor electric cu arc în 1965 si în prezent
Comparison between the operation of an EAF in 1965 and today

Surprinzator de repede a fost introdusa în ultimii ani în industria otelului tehnica utilizarii curentului continuu. Asupra avantajelor utilizarii curentului continuu se va mai discuta. Sunt însa în afara de discutie efectele mai mici în retea, iar o compensare a efectelor cuptorului în curent alternativ în retea este relativ costisitoare.

Au aparut noi tipuri de cuptoare electrice:

1. Cuptor electric cu arc în curent continuu având în mijlocul boltii o cuva de preîncalzire pentru fierul vechi si care functioneaza cu mai multi electrozi de grafit amplasati laterali si înclinati catre interior si un electrod central în vatra

Este posibila:

a) folosirea de electrozi cu diametre relativ mici (200÷400 mm), evitarea devierii arcului si reducerea încarcarii electrozilor;

b) sarje de peste 150 t, fara ca diametrul electrozilor sa impuna aici o limita.

Se asteapta: durata între doua descarcari catre 40 min, o micsorare a consumului de electrozi si de energie, a volumului de gaze evacuate, a zgomotului si efecte mai mici în retea.

2. Cuptor de curent continuu cu doi electrozi de grafit

Arcurile se desfasoara înclinat de la electrozi catre fierul vechi, astfel încât este evitata devierea lor catre peretii cuptorului. In mijlocul cuptorului se afla de asemenea o cuva pentru preîncalzirea fierului vechi.

3. DC EAF (Direct curent-Cuptor electric cu arc)

Ideea nu este noua. Se afirma ca, înca din 1885, ASEA a desenat DC EAF cu electrozi (doi electrozi) orizontali. A fost reluata în 1985 cu un singur electrod central si o vatra a cuptorului din materiale care contin carbon pentru conducerea curentului electric de catre ASEA/ABB. S-a construit primul cuptor electric la Florida Steel, Tampa, S.U.A., cu o capacitate de 30 t, care a fost pus în functiune în 1986.

Mai nou, institutul de cercetari IRSID din Franta, parte componenta a USINOR-SACILOR, împreuna cu NSC-Japonia au înlocuit vatra conducatoare cu patru electrozi consumabili din tagla rotunda de otel (fig.2).

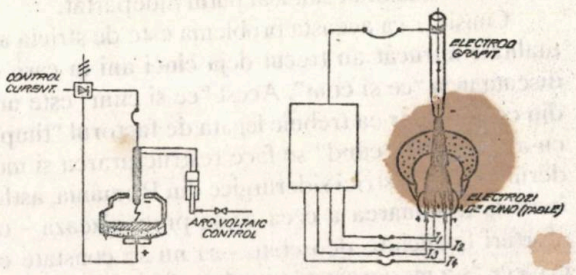


Fig. 2

Cuptorul electric DC
DC electric arc furnace

S-au construit si sunt prevazute a se construi din 1986 pâna în 1997 un numar de 80 cuptoare DC de diferite capacitati în întreaga lume, din care zece gemene (cuva dubla).

Problemele de constructii si tehnologice ale otelariilor electrice au fost analizate la cel de-al 5-lea Congres din luna iunie 1995, Paris.

Cu privire la aprovizionarea otelariilor electrice (mereu în crestere în lume) se pun în prezent întrebari controversate si la care nu s-au dat înca raspunsuri certe. Se va putea dispune de suficient fier vechi? Va creste pretul fierului vechi într-o asemenea masura încât sa devina mai economica folosirea altor purtatori de fier? In ce proportie va fi necesara înlocuirea unei parti din fier vechi prin fonta sau burete de fier astfel încât continuturile de elemente reziduale (în urme) de Cu, Cr, Ni sa fie limitate pentru satisfacerea elementelor de calitate? Au oare uzinele pentru producerea buretelui de fier posibilitati de asigurare a cererii de acest purtator de fier, care sunt posibilitatile si limitele tehnice si de dezvoltare? Vor aparea si alti purtatori de fier (ex. carbura de fier)?

Este tentanta ideea folosirea altor purtatori de fier decât fonta de furnal.

În figura 3, a, b se prezinta, dupa VAI, economia de energie si protectia mediului în cazul folosirii buretelui de fier.

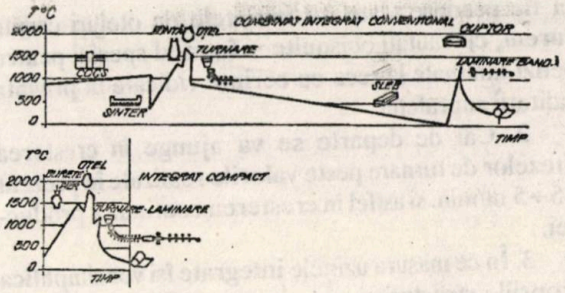


Fig. 3, a

Economia de energie între conceptia conventionala si conceptia compacta a unei uzine siderurgice
The energy savings between the conventional conception and the compact conception of a siderurgical plant

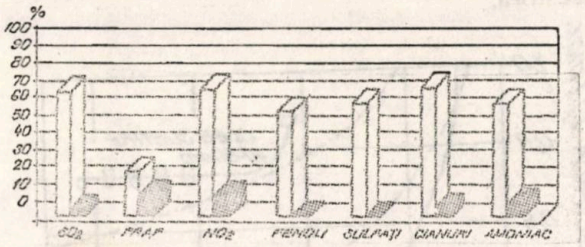


Fig. 3, b

Procentajul emisiilor poluante la un combinat integrat conventional si conceptia unei noi uzine
The pollution emission percentage at an integrated conventional plant and the conception of a new plant

Turnarea continua si laminarea la cald

În turnarea continua clasica s-au realizat în ultimii douazeci de ani perfectionari tehnologice deosebite, care au facut posibila legarea turnarii continue cu laminarea la cald, transferul fazei solide fiind complet modificat, în sensul ca metoda conventionala turnare-reconditionare-depozitare-laminare a fost transformata în turnare si laminare. Tehnologiile care au contribuit la legarea turnarii continue cu laminarea la cald au fost cele realizate în perfectionarea masinilor de turnare continua si a operatiei de turnare continua, precum si a întregului proces de elaborare a otelului. Datorita economisirii unei cantitati mari de energie, de spatiu si forta de munca, procedeul combinat turnare continua- laminare poate fi aplicat în toate combinatele integrate.

Urmatorul scop al dezvoltarii este de a interveni cu înlocuiri în procesul de laminare, economisind cât mai multe din cajele de laminare folosite în prezent. Astfel este posibil a se economisi investitii si energie pentru deformare, cu fiecare caja de laminare la care se renunta, cu mentinerea conditiilor legate de calitatea produselor, greutatea si dimensiunile acestuia. Pentru realizarea unei asemenea interesante tehnologii se lucreaza în prezent în întreaga lume, de la turnarea bramelor subtiri la turnarea benzilor si a profilurilor cât mai apropiate si dimensiunile produsului finit.

Bramele subtiri se produc cu componente conventionale, însa cu tehnologii mai avansate. Turnarea bramelor subtiri si laminarea lor au ajuns în stadiul de a fi introduse în productie si au prezentat o penetrare surprinzator de rapida într-o serie de întreprinderi.

Aici au aparut doua instalatii bazate pe conceptii diferite, dezvoltate de catre SMS si Demag.

Instalatia CSP (Compact Strip Production) realizata de SMS a fost construita la Crawfordsville - S.U.A., pentru firma Nucor (fig.4). Dupa masina de turnare continua se afla un cuptor încalzit cu gaz pentru egalizarea temperaturilor, lung de peste

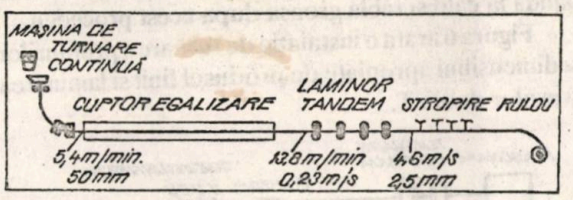


Fig. 4

Instalatia CSP Nucor Crawfordsville
CSP Nucor Crawfordsville facility

100 m. Acesta este necesar pentru a rezolva problema cea mai importanta a acestei tehnologii noi, si anume aceea a armonizarii vitezelor de lucru ale instalatiei de turnare si ale liniei de laminare si, totodata, de a mentine la temperatura de laminare bramele care intra cu grosimea de 50 mm si sunt taiate la lungimi diferite. Bramele sunt aduse la grosimi finale de 2,5 mm, pe linia de laminare cu patru caje, urmata de traseul de racire si de rulare.

Firma Nucor s-a dezvoltat la Crawfordsville si Hickman, cu patru instalatii la o capacitate de 3,8 milioane tone banda laminata la cald. În prezent se realizeaza a cincea instalatie pentru aceasta firma, ajungând la o productie totala de 5,5 milioane tone banda laminata la cald; se urmareste extinderea pâna la o capacitate de 7 milioane tone banda laminata la cald.

Figura 5 arata instalatia ISP (In line Stripe Production) de la Arvedi - Cremona. Acest produs difera în principiu de tehnologia aplicata la Nucor, prin faptul ca firul de turnare este redus în stare semisolidificata în linia de turnare de la 60 la 40 mm, iar dupa solidificare, pe portiunea orizontala a instalatiei, este supus unei a doua micsorari a grosimii,

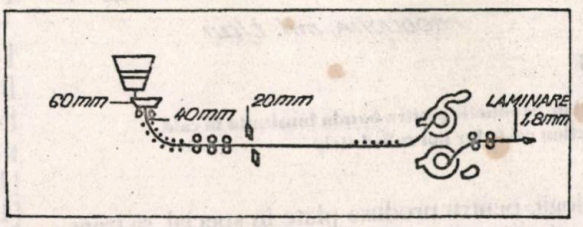


Fig. 5

Prezentarea schematica a instalatiei ISP de turnare a bramelor subtiri de la Arvedi - Cremona, Italia
Schematic presentation of the ISP casting facility of the thin flips from Arvedi - Cremona Italy

la 20 mm. Cu aceasta grosime banda poate fi rulata într-o carcasa pentru rulouri (Cremona-Box) încalzita cu gaz, unde este mentinuta la temperatura de laminare. Aceasta "Cremona-Box" este realizata în dublu. Ea poate, în mod simultan, sa înroleze banda turnata, iar de pe masina alaturata sa deruleze banda pentru alimentarea liniei cu patru caje care o va deforma, ajungând la o grosime de cca 1,8 mm.

Au fost date 20 de comenzi pentru instalatii de turnare si laminare a bramelor subtiri si primele sase din acestea sunt în exploatare.

In anul 1996 vor fi produse peste 10 milioane tone banda la cald si tabla groasa dupa acest procedeu.

Figura 6 arata o instalatie de turnare a profilurilor la dimensiuni apropiate de produsul finit si laminarea grinzilor dublu T.

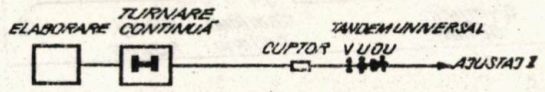


Fig. 6

CBP Compact Beam Production

În figurile 7, 8 si 9 se ilustreaza cuplarea mai multor standuri de turnare, costul de productie al benzii laminate la cald prin procedeul CSP comparativ cu procedeul clasic si investitia specifica.

În ce masura si cât de repede vor reusi noile

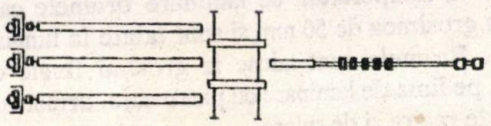


Fig. 7

CSP cu trei standuri de turnare
CSP with three casting stands

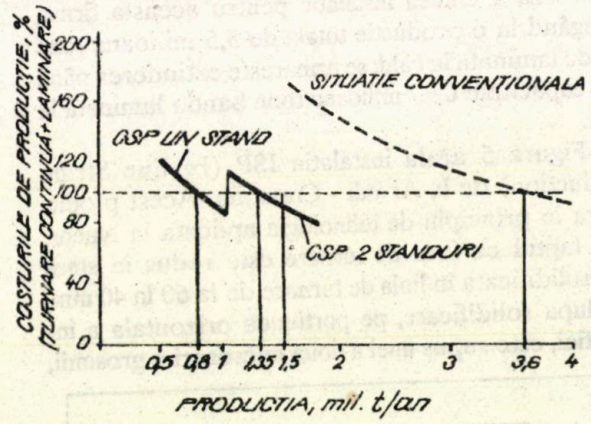


Fig. 8

Costuri de productie pentru banda laminata la cald
Production costs for hot rolled strip

tehnologii, pentru produse plate în special, sa transforme piata într-un teren de disputa pentru uzinele integrate depinde în principal de:

1. Cât de departe se va ajunge în otelariile electrice si în instalatiile de turnare a bramelor subtiri sa fie produse toate sortimentele de oteluri cerute curent, cu calitati obisnuite si în mod special pentru benzi laminate la rece cu cerinte ridicate în privinta calitatii suprafetei.

2. Cât de departe se va ajunge în cresterea vitezelor de turnare peste valorile realizate în prezent 3,5÷5 m/min. si astfel în cresterea continua a productiei.

3. În ce masura uzinele integrate îsi vor simplifica propriile structuri si vor ajunge astfel în stadiul de întreprinderi cu organizare mijlocie.

4. Cât de repede se va dezvolta turnarea benzilor.

5. In ce masura treptele de productie din amonte si aval de instalatia de turnare a bramelor subtiri se vor putea adapta la capacitatea si structura costurilor acestora.

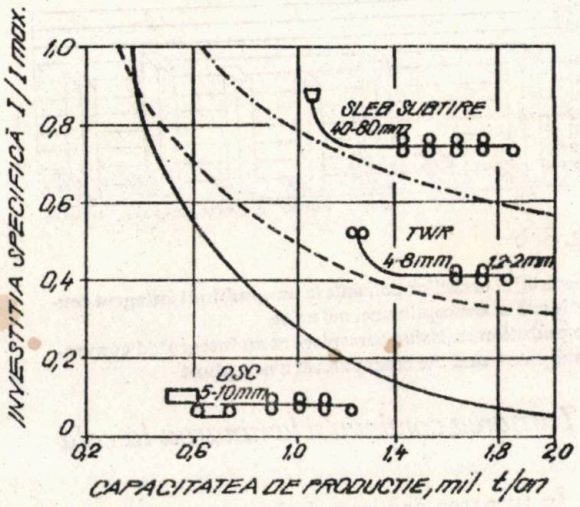


Fig. 9

Evaluarea investitiilor pentru instalatiile de turnare a benzilor
Strip casting facility investments evaluation

BIBLIOGRAFIE

[1] *Evolutia si situatia actuala a elaborarii otelului în cuptorul electric cu arc.* BHM. Austria, nr.1/1988
[2] * * * **Stahl und Eisen**, Germania, 113 (1993), nr.10, p.71
[3] * * * **Metal Producing**, S.U.A., (1994), nr.5, p.31
[4] * * * **Stahl und Eisen**, Germania, 114 (1994), nr.5, p.37
[5] * * * **METEC Congres '94** Proceedings, vol.I, p.9
[6] * * * **Steel Times International**, Anglia, ianuarie 1995, p.13
[7] * * * **Steel World**, Anglia, vol.I, issue 4, p.30
[8] * * * **Iron & Steel International**, S.U.A., 1992, p.43
[9] * * * **Steel Times International**, Anglia, mai 1993, p.12
[10] * * * **Hot News**, Anglia, mai 1993, nr.4
[11] * * * **Steel Times International**, Anglia, mai 1992, p.8
[12] * * * **Stahl und Eisen**, Germania, nr.3, 1993, p.39
[13] * * * **MPT**, Germania, vol.II (1988), nr.1, p.16
[14] * * * **Stahl und Eisen**, Germania, 111 (1991), nr.1, p.47

ANALIZA PE MODEL A TEHNOLOGIEI DE INSUFLARE A GAZELOR INERTE ÎN METALUL LICHID

Sef de lucrari dr. ing. V. Cojocaru - Universitatea Tehnica Gh.Asachi Iasi

C.Z.: 621.74

Fara îndoiala ca barbotarea otelului, în special în oala de turnare, cu gaze inerte dar si cu gaze mai putin reactive din punct de vedere chimic (de exemplu azotul) nu este decât benefica: omogenizarea termico-chimica, degazarea partiala si îndepartarea partiala a incluziunilor nemetalice, în special exogene etc.

Ce s-ar mai putea face în acest domeniu? Multe: tehnica de insuflare, materiale refractare pentru caramizile poroase prin care se insufla gazul, gradul de puritate al gazului, locul pe unde se insufla gazul, cantitatea de metal ce se barboteaza, temperatura de barbotare a metalului, presiunea de insuflare, cantitatea de gaz ce se utilizeaza, durata de barbotare etc. si, de ce nu, cu putina fantezie si temperatura gazului de barbotare, densitatea gazului inert (folosirea unui amestec de gaze), dinamica regimului de barbotare, geometria oalei de turnare în care se realizeaza barbotarea etc.

Prezenta lucrare îsi propune sa analizeze dinamica curentilor ce iau nastere în timpul barbotarii otelului în conditiile unor regimuri diverse de insuflare a gazului, deoarece unul din scopurile principale - poate cel mai important - este obtinerea unui metal foarte omogen din punct de vedere chimic, ceea ce determina si un grad de omogenizare termica foarte mare. Cercetarea se face pe o instalatie de modelare.

S-a ales ca lichid de modelare glicerina anhidra, iar ca gaz inert de modelare-bioxidul de carbon.

Se calculeaza marimea "e" conform relatiei:

$$e = \frac{\frac{\rho_g - \rho_{CO}}{\rho_g}}{\frac{\rho_0 - \rho_{Ar}}{\rho_0}} \qquad (1)$$

unde:

e este constanta de "modelare"; ρ_g - densitatea glicerinei anhidre, kg/m^3; ρ_{CO_2} - densitatea bioxidului de carbon, kg/m^3;

ρ_0 - densitatea otelului lichid, kg/m^3; ρ_{Ar} - densitatea argonului, kg/m^3.

$$e = \frac{\frac{1262 - 1,964}{1262}}{\frac{7000 - 1,780}{7000}} = 0,9994$$

Valoarea lui "e" de 0,9994 arata ca ascensiunea la suprafata a bulelor de CO_2 în glicerina anhidra se face mai greu decât ascensiunea bulelor de argon în otelul lichid, cu 100-0,9994.100 = 0,06%.

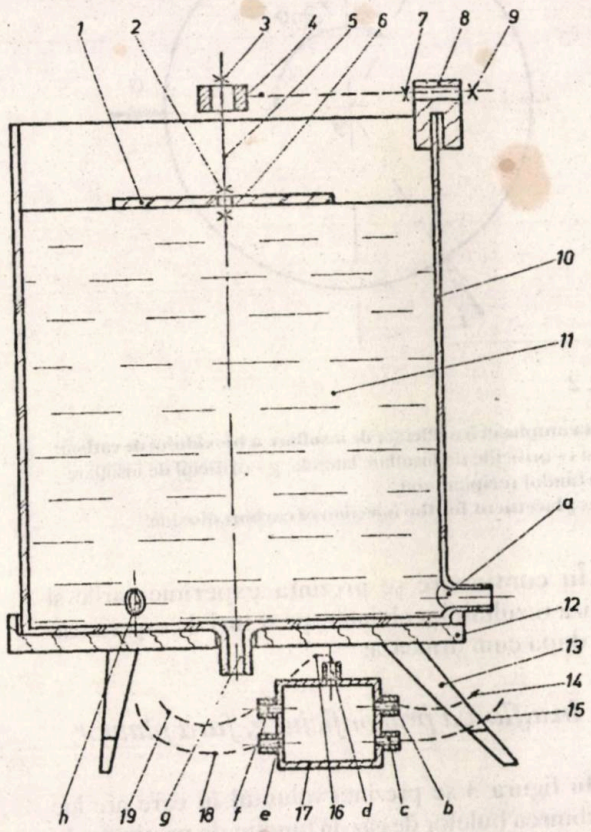


Fig. 1

Schita instalatiei de modelare a barbotarii otelului cu argon:
1 - plutitor (textolit); 2 - piulita de fixare; 3 - piulita de sustinere; 4 - brat de sustinere; 5 - tija, 6 - piulita de limitare; 7 - piulita de reglare; 8 - corp de sustinere (lemn); 9 - piulita de fixare; 10 - recipient (sticla); 11 - glicerina anhidra; 12 - suport (lemn); 13 - picior de sustinere; 14, 15, 16, 18 si 19 - tuburi flexibile; 17 - corp de distributie; a, g, h - orificiu de insuflare; b, c, e si f - orificii de distributie; d - orificiu de admisie
Modeling installation diagram of the argon steel flushing

Deoarece marimea "e" are valoarea de aproximativ 1, rezulta ca modelarea barbotarii otelului cu argon, utilizând ca agenti de modelare glicerina anhidra si bioxidul de carbon, este edificatoare.

Cercetarile s-au efectuat pe o instalatie de modelare, prezentata schematic în figura 1.

Dimensiunile recipientului sunt ϕ 200 x 450 mm. S-a ales o înaltime mai mare fata de înaltimea ce a corespuns modelarii geometrice, pentru a se asigura o gama mai mare de presiuni de insuflare (pentru a se evita împroscarea în exterior cu stropi de glicerina).

Bioxidul de carbon - gazul de modelare - provine de la o butelie prevazuta cu reductor de presiune. Pentru cercetare au fost cazuri când s-au utilizat si patru butelii cu bioxid de carbon în paralel.

Recipientul instalatiei este prevazut cu patru orificii de insuflare: un orificiu situat la fundul recipientului în axa de simetrie si trei orificii situate pe peretele recipientului, la partea inferioara a acestuia, în mod echidistant (la 120^0) (fig.2).

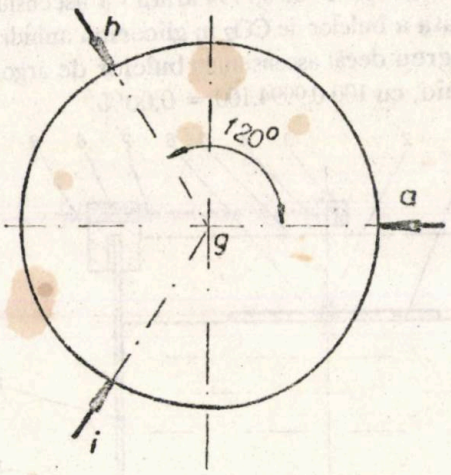


Fig. 2

Schita amplasarii orificiilor de insuflare a bioxidului de carbon: a, h si i - orificiile de insuflare laterale; g - orificiul de insuflare pe la fundul recipientului
Holes placement for the injection of carbon dioxide

În continuare se prezinta experimentarile si analiza rezultatelor obtinute, pe seturi de experimentari, dupa cum urmeaza:

1. Insuflarea prin orificiul g, fara plutitor

În figura 3 se prezinta volumul în care are loc distribuirea bulelor de gaz, în functie de presiunea de insuflare (volumul se refera la un cilindru ipotetic ce circumscrie bulele de gaz la un moment dat). Se observa ca, marind presiunea de la 0,5 la 7 bari, adica de 14 ori, volumul respectiv n-a crescut decât de circa 2,2 ori. Rezulta ca din punctul de vedere al degazarii otelului nu se obtin efecte mari prin marirea presiunii de insuflare. S-a avut în vedere ca degazarea se realizeaza prin difuzia gazelor în bula de gaz inert - în

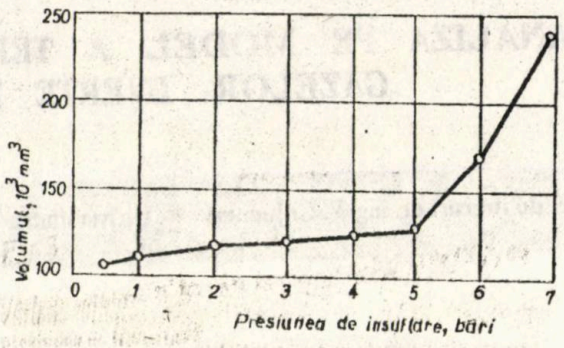


Fig. 3

Variatia volumului în care se distribuie bulele de CO^2, cu presiunea de insuflare
Volume variation in which the carbon dioxide bulls are distributed with the injection pressure

mod deosebit hidrogenul si azotul. Asadar, cu cât distanta de difuzie este mai mica, cu atât efectul de degazare este mai mare. Marind deci presiunea, nu se micsoreaza mult distanta de difuzie a gazelor din otelul lichid.

Pe masura ce bulele de gaz se apropie de partea superioara a lichidului are loc o marire a dimensiunilor lor. Aceasta înseamna ca o cantitate mai mare de gaze poate fi înglobata de respectivele bule.

Prin urmare, daca înaltimea baii de metal se mareste, se va mari si volumul bulelor de gaz inert si randamentul de degazare va fi mai mare. In consecinta, daca se utilizeaza oala de turnare cu grad de zveltete mai mare (raportul dintre înaltime si diametru este mai mare), gradul de degazare al metalului este mai mare. De asemenea se mareste în acest caz si gradul de îndepartare al incluziunilor nemetalice exogene.

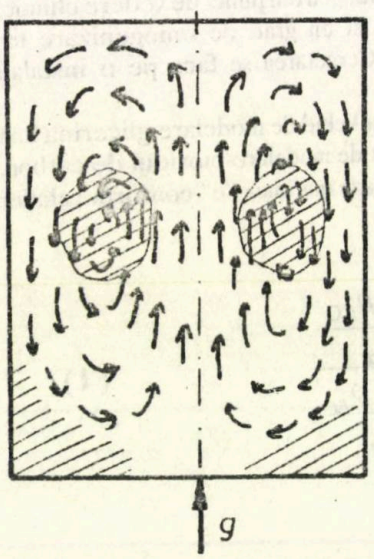


Fig. 4

Distributia curentilor si a zonelor inactive în cazul insuflarii gazului prin orificiul de fund
Currents distribution and inactive zones in the gas injection through the bottom hole

Prezenta si a unor bule de gaz cu dimensiuni mici (o,5-1 mm) face posibila punerea în evidenta foarte usor a curentilor ce iau nastere ca rezultat al insuflarii gazului în glicerina. In figura 4 sunt prezentati respectivii curenti. S-a observat ca, cu cât presiunea de insuflare este mai mare, cu atât viteza curentilor este mai mare, ceea ce înseamna ca durata de barbotare poate fi mai mica daca se are în vedere omogenitatea chimico-termica. De asemenea, daca presiunea de insuflare este mai mare, si gradul de omogenitate chimico-termica va fi mai mare. Pe de alta parte s-a observat ca,o data cu marirea presiunii de insuflare, numarul de bule de gaz ramâne relativ constant (fig.5). Din aceasta constatare rezulta ca marirea presiunii de insuflare nu determina îmbunatatirea degazarii metalului.

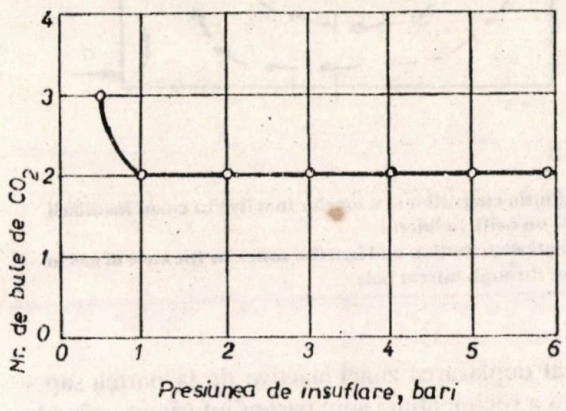


Fig. 5

Variatia numarului de bule de CO_2 cu presiunea de insuflare
The number of carbon dioxide buls variation with the injection pressure

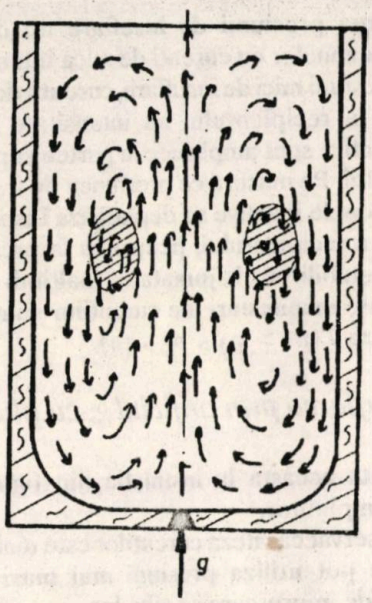


Fig. 6

Distributia curentilor si a zonelor inactive în cazul insuflarii prin orificiul de fund si al unei racordari mari a captuselii refractare a oalei de turnare
Currents distribution and inactive zones in the case of gas injection through the bottom hole and a big inlet of the refractory lining of the ladle

Din figura 4 rezulta existenta unor zone inactive (cele hasurate) în care curentii sunt de mica intensitate sau chiar lipsesc. Pentru ca si metalul din zona hasurata de la partea inferioara a oalei de turnare sa poata fi barbotat, ar trebui ca oalele de turnare ce au ca destinatie barbotarea metalului sa fie înzidite cu o racordare mare a captuselii refractare la îmbinarea peretelui cu fundul, asa cum se prezinta în figura 6.

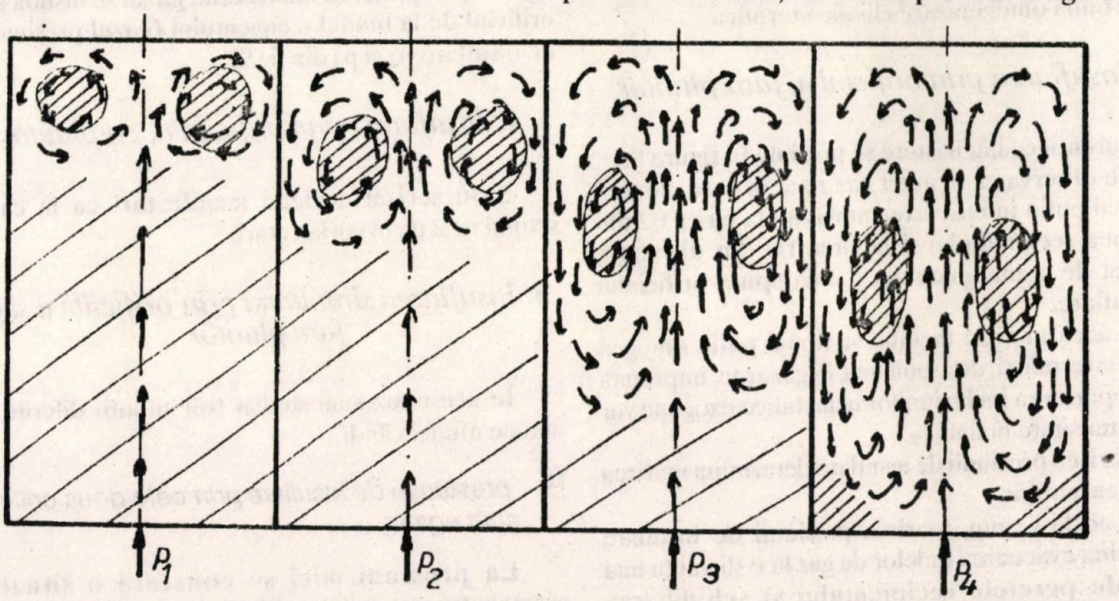


Fig. 7

Distributia curentilor si a zonelor inactive în cazul insuflarii prin orificiul de fund si data cu marirea presiunii de insuflare
Currents distribution and inactive zones in the case of gas injection through the bottom hole and with the increasing of the injection pressure at the same time

Marirea presiunii de insuflare nu determina eliminarea zonelor cu curenti de mica intensitate.

La presiuni mici de insuflare, curentii de la partea inferioara a recipientului au intensitate mica, iar zonele inactive sunt amplasate la partea superioara a recipientului. Pe masura ce presiunea de insuflare se mareste, zonele inactive se deplaseaza înspre partea inferioara a recipientului, pentru ca la presiuni mai mari sa se stabilizeze la jumatatea înaltimii recipientului. Aceste manifestari ale curentilor sunt prezentate în figura 7 ($p_4 > p_3 > p_2 > p_1$).

2. Insuflarea prin orificiul g, cu plutitor

De data aceasta la instalatia din figura 1 s-a utilizat si un plutitor.

S-a observat ca viteza curentilor este mai mare si, în plus, se pot utiliza presiuni mai mari fara ca fenomenul de împroscare sa aiba loc.

Curentii ce iau nastere sunt mai uniformi.

Observatiile anterioare duc la concluzia ca în cazul când se utilizeaza un plutitor ceramic, fixat prin intermediul unui dispozitiv, durata de omogenizare chimico-termica se micsoreaza, în conditiile mentinerii constante a presiunii de insuflare.

Pentru presiuni de insuflare mari barbotarea devine foarte intensa, aparând perturbari si în zonele inactive. Bulele de gaz sufera un puternic impact cu plutitorul, se scindeaza în mai multe bucati si este posibil ca gazele dizolvate de catre bule sa fie antrenate de catre curenti înapoi, în lichid. Asadar, daca se urmareste degazarea metalului într-o masura mai avansata nu se recomanda presiuni mari atunci când exista plutitor ceramic la suprafata baii metalice. În schimb, la presiunile de insuflare mari determina o foarte buna omogenizare chimico-termica.

3. Insuflarea prin orificiul a, fara plutitor

Curentii ce iau nastere se prezinta în figura 8.

Se observa ca în acest caz zona în care curentii sunt mai putin intensi este amplasata la circa 1/2 din înaltimea recipientului si la circa 1/3 din diametru, masurat de la marginea din partea opusa orificiului de insuflare.

În aceasta zona metalul va fi mai putin omogen chimic si termic si, de asemenea, degazarea, împreuna cu îndepartarea incluziunilor nemetalice exogene vor fi de intensitate mai mica.

Marirea presiunii de insuflare determina marirea vitezei curentilor.

În acelasi timp, marirea presiunii de insuflare determina evacuarea bulelor de gaz la o distanta mai mare de peretele recipientului si schimbarea amplasarii zonei inactive în sensul ca se deplaseaza înspre axa de simetrie longitudinala a recipientului.

Si în cazul acestui set de experimentari, s-a marit presiunea de insuflare de la valori foarte mici, pâna la 2 bari. Ca si în cazul setului nr.1 de experimentari, s-a

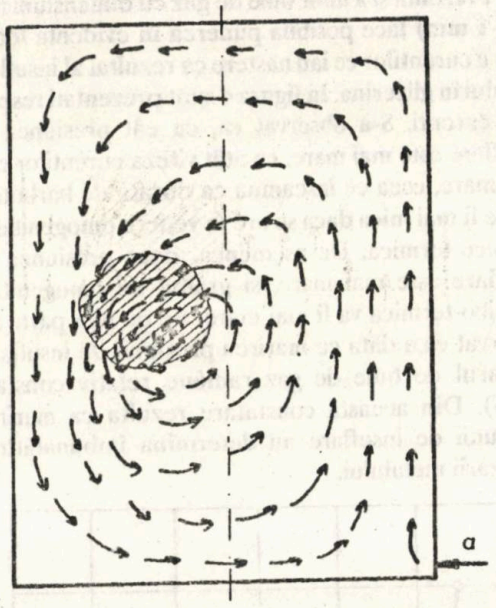


Fig. 8

Distributia curentilor si a zonelor inactive în cazul insuflarii printr-un orificiu lateral
Currents distribution and inactive zones in the case of gas injection through lateral hole

sesizat deplasarea zonei inactive de la partea superioara a recipientului spre partea inferioara, pâna la jumatatea înaltimii recipientului, iar la presiuni mai mari au aparut doua zone inactive, conform figurii 9 ($p_4 > p_3 > p_2 > p_1$).

Pentru presiuni de insuflare foarte mari forma curentilor este foarte aproape de aceea întâlnita în figura 4, respectiv ca atunci când gazul se insufla prin orificiul de la fundul recipientului (cazul presiunilor de insuflare p_3 si p_4 din fig.9).

4. Insuflarea prin orificiul a, cu plutitor

S-au sesizat aceleasi manifestari ca în cazul setului nr.2 de experimentari.

5. Insuflarea simultana prin orificiile a si g, fara plutitor

În acest caz s-au studiat trei situatii diferite, si anume atunci când:

¤ *presiunile de insuflare prin cele doua orificii sunt egale*

La presiuni mici se constata o situatie asemanatoare cazului p_1 din figura 9. Pe masura ce presiunea se mareste, traiectoria curentilor si zonele inactive sunt asemanatoare cazului p_4 din figura 9.

Se constata marirea numarului de bule de gaz, ceea ce ar însemna îmbunatatirea randamentului de degazare si de îndepartare a incluziunilor nemetalice;

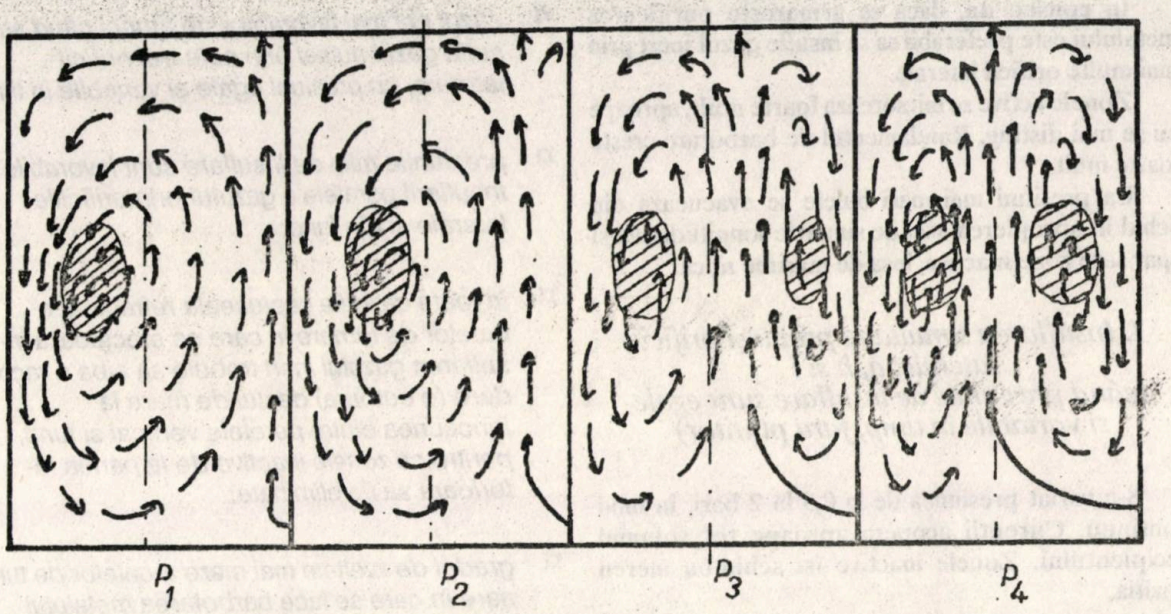


Fig. 9

Distributia curentilor si a zonelor inactive în cazul insuflarii printr-un orificiu lateral si odata cu marirea presiunii de insuflare
Currents distribution and inactive zones in the case of gas injection through lateral hole and with the increasing of the injection pressure at the same time

- *presiunea de insuflare din orificiul lateral este mai mare decât presiunea de insuflare prin orificiul din fund, fara plutitor*

Curentii sunt asemanatori cu cei din figura 8.

Din punctul de vedere al curentilor formati, rolul orificiului din fundul recipientului este aproape nesemnificativ. In schimb se mareste numarul de bule de gaz;

- *presiunea de insuflare prin orificiul lateral este mai mica decât presiunea de insuflare prin orificiul din fund, fara plutitor*

Bulele de gaz ce provin din orificiul lateral sunt atrase de bulele de gaz ce provin de la orificiul din fundul recipientului. Practic, la diferente mari de presiune, la jumatatea înaltimii recipientului, bulele de gaz de la orificiul lateral fac jonctiunea cu cealalta categorie de bule de gaz. Forma curentilor este aceea din figura 10.

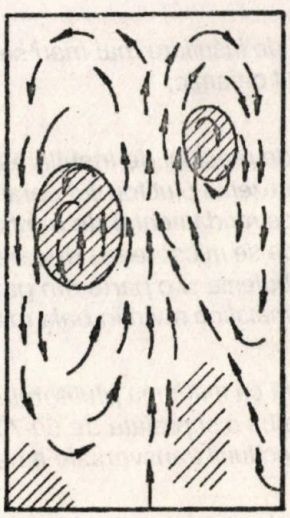


Fig. 10

Distributia curentilor si a zonelor inactive în cazul când presiunea de insuflare prin orificiul lateral este mai mica decât presiunea de insuflare prin orificiu din fund. fara plutitor
Currents distribution and inactive zones in the case when the injection pressure through the lateral hole is smaller than the injection pressure through the bottom hole, without floating

6. Insuflarea simultana prin trei orificii laterale: a, h si i (presiunile de insuflare pe orificiu sunt egale si constante în timp, fara plutitor)

Se observa mai multi curenti decât în cazul insuflarii printr-un orificiu lateral, iar numarul bulelor de gaz este mai mare.

Asadar în acest caz omogenizarea se realizeaza într-un timp mai mic.

Mai multe bule de gaz înseamna efecte mai mari de degazare si de îndepartare a incluziunilor nemetalice.

În consecinta, daca se urmareste purificarea metalului este preferabil sa se insufle gazul inert prin mai multe orificii laterale.

Zonele active se micsoreaza foarte mult, aproape nu se mai disting. Randamentul de barbotare creste foarte mult.

La presiuni mai mari bulele se evacueaza din lichid în apropierea axei de simetrie longitudinala si apar sase zone inactive, însa de marime mica.

7. Insuflarea simultana prin trei orificii laterale: a, h si i (când presiunile de insuflare sunt egale si variabile în timp, fara plutitor)

S-a variat presiunea de la 0,5 la 2 bari, în mod continuu. Curentii acopera aproape tot volumul recipientului. Zonele inactive îsi schimba mereu pozitia.

8. Insuflarea simultana prin toate orificiile: a, h, i si g (fara plutitor si presiunile de insuflare egale între ele si în timp)

În acest caz s-a observat o zona inactiva îngusta si înalta de-a lungul axei de simetrie longitudinale.

La valori mai mici ale presiunilor de insuflare apar turbulente.

În toate cazurile experimentate (5 . . . 8), utilizarea plutitorului permite utilizarea de presiuni de insuflare mai mari.

O data cu marirea presiunii de insuflare, în toate cazurile s-a observat marirea dimensiunilor bulelor de gaz. Aceasta înseamna ca se scurteaza distanta de difuzie, marindu-se astfel randamentul de degazare.

Concluzii

Amplele experimentari realizate evidentiaza urmatoarele:

- *pentru ca rezultatele modelarii sa poata fi aplicate în practica se impune modelarea geometrica a oalelor de turnare;*
- *nu exista o influenta totala favorabila pentru un proces anume. De exemplu, daca se influenteaza pozitiv procesul de degazare, se influenteaza negativ procesul de omogenizare chimico-termica. Asadar se pune problema unei optimizari în toate cazurile;*
- *când se insufla gaz si prin orificiul din fund si prin orificiile laterale apar stari turbulente ce influenteaza negativ procesul de purificare a baii metalice;*
- *cazul cel mai favorabil este atunci când se insufla gazul numai prin cele trei orificii laterale, cu presiuni egale si variabile în timp;*
- *presiunile mici de insuflare sunt favorabile si insuflarii paralele a gazului prin orificiile laterale si din fund;*
- *în toate cazurile captuseala refractara a oalelor de turnare în care se efectueaza insuflarea gazului inert trebuie sa aiba o racordare (o curbura) destul de mare la jonctiunea dintre peretele vertical si fund, pentru ca zonele inactive de la partea inferioara sa fie eliminate;*
- *gradul de zveltete mai mare a oalelor de turnare în care se face barbotarea metalului lichid este favorabil micsorarii zonelor inactive si maririi randamentului de purificare a baii metalice;*
- *daca se insufla gazul inert prin doua sau mai multe orificii, se recomanda ca presiunea de insuflare sa fie egala la toate orificiile;*
- *marirea presiunii de insuflare determina îmbunatatirea purificarii metalului lichid;*
- *la presiuni de insuflare mai mari se recomanda plutitorul ceramic;*
- *în conditii de presiuni de insuflare foarte mari si în prezenta plutitorului ceramic, se apreciaza ca randamentul de purificare a baii metalice se micsoreaza deoarece apar stari de turbulenta si o parte din gaze si incluziuni nemetalice revin în baia metalica;*
- *se apreciaza ca marimea plutitorului ceramic trebuie sa aiba o suprafata de 50-70% din suprafata sectiunii transversale a oalei de turnare.*

BIBLIOGRAFIE

[1] **Shapland, J.T.** *Appareil servant à introduire un gaz dans un métal chaud contenu dans un récipient de coulée par le fond.* Cerere de brevet de inventie, S.U.A., nr.409834, 1973

[2] **Tommany, J.W.** *Apparatus for introducing gas into molten metal bayhs.* Patent S.U.A., nr.4824080, 1989

[3] **Brat, C.** s.a. *Modelarea fizica a proceselor de turnare.* Universitatea Politehnica Bucuresti, 1987, p.59

POSIBILITATI DE VALORIFICARE A NAMOLURILOR CU CONTINUT DE METALE GRELE TOXICE PROVENITE DIN STATIILE DE NEUTRALIZARE A APELOR DE SPALARE SI A SOLUTIILOR EPUIZATE DIN LINIILE DE ACOPERIRI METALICE

Ing. Romanita Teodorescu - S.C. IMNR S.A. Bucuresti

C. Z.: 621.7.029

Situatia namolurilor existenta în prezent la noi în tara

La ora actuala în tara noastra se desfasoara cu preponderenta, în cadrul industriei constructoare de masini, al industriei electronice si electrotehnice, apoi si în cadrul celorlalte sectoare industriale, numeroase procese tehnologice de acoperiri metalice a suprafetelor, din care rezulta frecvent cantitati mari de ape de spalare si de solutii epuizate cu continut ridicat de metale grele toxice.

Aceste solutii, în urma neutralizarii în instalatii speciale de tratare care succed liniile de acoperiri, duc la obtinerea unor importante cantitati de ape care se evacueaza la canal, având asigurati parametrii calitativi impusi de normativele pentru protectia emisarilor, si a unor namoluri care acumuleaza cantitativ ionii metalelor grele precipitate si care periodic se evacueaza si se depoziteaza fie pe platforma industriala respectiva, fie în alte locuri mai mult sau mai putin amenajate, constituind o puternica sursa de poluare a mediului înconjurator.

Compozitia acestor namoluri poluante variaza continuu în functie de o serie de factori care ar fi:

- *platforma industriala de unde provin - stiut fiind ca pe fiecare platforma se practica, dupa necesitatile tehnologice, anumite tipuri de acoperiri metalice;*
- *numarul liniilor de acoperiri metalice existente pe fiecare platforma industriala;*
- *materialul de fabricatie al pieselor ce urmeaza a fi supuse acoperirilor metalice;*
- *disponibilitatile materiilor prime pe piata interna sau normele impuse pentru protectia mediului (de ex. numeroase întreprinderi au înlocuit din lipsa de materii prime nichelarea si cuprarea cu zincare sau altele, cadmierea cu zincare);*
- *productia fiecarei întreprinderi;*
- *modul de functionare a instalatiilor de neutralizare uzinale (numeroase instalatii foarte vechi au o functionare necorespunzatoare);*
- *operatiile de pregatire a suprafetelor impuse de calitatea produselor finite specifice productiei fiecarei întreprinderi, care implica introducerea în flux a numeroase alte materiale.*

O serie de analize efectuate pe diferite namoluri prelevate de pe unele din platformele industriale, considerate reprezentative prin cantitatile de namoluri poluante pe care le produc anual si prin complexitatea tipurilor de acoperiri metalice practicate, au oferit posibilitatea formarii unei imagini de ansamblu asupra compozitiei si structurii acestora.

În tabelul 1 sunt redate compozitiile chimice ale unora din aceste namoluri fara indicarea întreprinderilor de unde au fost prelevate - aceasta indicatie nefiind semnificativa.

Dupa cum rezulta din acest tabel, metalele grele toxice cele mai frecvent întâlnite în aceste namoluri sunt: Fe, Cr, Zn, Cd, Ni, Cu, Al, Pb, Sn, Si si ele variaza procentual unul fata de celalalt, de la platforma la platforma, în functie de parametrii mentionati anterior.

În prezent, aceste namoluri care rezulta de pe diverse platforme industriale, în cantitati variabile de la întreprindere la întreprindere, nu se valorifica ci se arunca fie prin diluare cu apa (acolo unde cantitatile sunt mici) pâna la limitele admise de normele de deversare a lor în emisari, aceasta implicând consumul unor volume mari de apa care mai ales în prezent a devenit scumpa si transferarea poluarii de pe platformele industriale în alte zone prin patrunderea acestor ape în pânza freatica, ceea ce produce infestari ale terenurilor cu implicatii nedorite, fie prin stocarea acestor namoluri în diverse locuri - gropi special amenajate, conteinere, bazine de

Tabelul 1

Compozitia chimica a unor namoluri poluante rezultate prin neutralizare pe diferite platforme industriale
Chemical composition of different pollution muds resulted through neutralization on different industrial platform

Elementele componente, % (raportat la material uscat)											
Fe	Ni	Cr	Zn	Cu	Cd	Pb	Al	Na	Ca	SiO_2	Sn
16,55	-	1,2	1,25	-	0,99	-	-	-	10,6	4,88	0,53
16,01	-	3,5	5,2	0,15	2,75	0,7	0,83	9,53	1,79	8,8	0,78
29,08	0,17	3,72	-	0,82	0,83	-	0,45	5,22	5,0	5,43	-
8,86	-	3,15	-	-	-	0,78	4,85	0,8	15,86	7,68	-
15,35	-	3,07	5,2	0,92	-	0,24	1,18	5,11	-	0,2	-
23,06	-	6,31	12,36	0,93	1,13	0,09	0,46	-	-	2,08	-
1,13	-	14,68	-	3,42	0,028	-	-	1,47	1,3	-	-
1,1	20,16	-	-	0,3	-	7,86	3,34	0,48	1,45	9,49	-
3,6	14,0	-	-	0,88	-	16,0	2,12	0,68	2,35	7,56	5,7
0,24	0,11	-	-	35,2	-	36,4	-	-	-	1,86	-
0,25	-	-	0,03	9,12	-	-	-	25,2	0,41	1,1	-
3,8	-	-	45,15	-	12,54	0,72	-	-	-	-	-
13,2	0,024	5,09	20,46	0,43	-	0,22	0,12	-	1,71	-	0,3
1,3	45,51	-	-	-	-	-	-	0,5	1,3	0,5	-
6,38	0,9	3,5	8,41	0,3	0,5	-	3,7	-	2,5	2,13	-
6,3	0,07	1,4	0,9	2,9	0,06	-	4,8	-	-	-	-
4,08	0,01	8,8	6,9	21,33	0,2	-	-	-	1,4	-	-

îngrosare, care reprezinta surse de poluare, chiar daca nu a platformei respective, ci a altor zone din natura.

Întrucât aceste namoluri (asa cum a rezultat din inventarierea facuta la nivel national) sunt în cantitati estimate la mii de tone anual, daca ne referim la totalul namolurilor industriale rezultate din toate statiile de neutralizare a apelor reziduale de la galvanizare, contin cantitati destul de mari de metale grele (procente ce ajung pâna la 20-25% si în unele cazuri chiar mai mult), valorificarea lor se impune nu numai pentru eliminarea sau reducerea poluarii ci si pentru readucerea lor în circuitul economic. Trebuie mentionat ca în majoritatea cazurilor continutul de metale din aceste namoluri este cu mult mai mare decât continutul acestor metale în zacamintele naturale în care acestea nu depasesc 5-7% si care trebuie concentrate pentru a putea fi valorificate prin tehnicile practicate în metalurgia neferoasa.

Directii de valorificare

În vederea depoluarii mediului înconjurator si a valorificarii metalelor grele din aceste namoluri exista doua modalitati, si anume:

- *reducerea drastica a surselor generatoare de asemenea materiale;*
- *procesarea si recuperarea metalelor grele, dupa ce în prealabil aceste materiale sunt colectate centralizat.*

Solutii tehnice pentru prima alternativa exista si sunt bine cunoscute. Principala problema în aceasta situatie este costul investitiilor, fiind vorba de investitii mari pentru fiecare uzina în parte, ceea ce nu poate fi realizat într-un viitor apropiat. In plus, promovarea în industrie în fiecare uzina a unor procedee de înalt nivel tehnologic capabile sa elimine toate sursele de deseuri, procedee complexe ce necesita echipamente sofisticate, este greu de conceput.

A doua alternativa implica colectarea, dirijarea în functie de continutul de metale si procesarea deseurilor.

În privinta modalitatilor de procesare a acestor surse, aceasta poate fi facuta pe cale pirometalurgica sau pe cale hidrometalurgica. Ambele variante sunt utilizate pe scara larga în industrie, fiind adaptate în functie de natura materialului si restrictiile ecologice.

Indiferent de metoda adoptata, valorificarea

acestor metale din namoluri necesita într-o prima faza aducerea acestora sub forma de turte cu un continut redus de umiditate. Din vizitele facute pe diverse platforme industriale am constatat ca foarte putine întreprinderi dispun în statiile de neutralizare de filtre în functiune, în marea majoritate practicându-se sistemul decantare- îngrosare-sifonare din care namolurile rezulta cu o umiditate de 80-90%, aceasta umiditate fiind determinata si de structura precipitatului rezultat la neutralizare, în general hidroxizi sau carbonati.

Pe linia valorificarii în perspectiva a metalelor grele din aceste namoluri ar putea exista mai multe variante optime, fiecare cu implicatiile ei, si anume:

Interventia directa în instalatia de neutralizare. In acest sens, în colaborare cu institutele de proiectare de specialitate si de comun acord cu conducerea întreprinderilor care poseda linii de acoperiri metalice, instalatiile ar trebuie sa fie modificate astfel încât sa se realizeze în fiecare întreprindere colectarea individuala a apelor de spalare si a solutiilor epuizate din fiecare linie de acoperiri metalice. In acest mod namolurile rezultate dupa neutralizarea individuala contin în cantitati majore elementul specific baii (Ni, Cu, Cd sau Zn etc.) si impuritatile provenite din fluxul tehnologic respectiv (în cantitati mai mici), ceea ce ar permite valorificarea economica a acestor metale si obtinerea unor produsi de calitate. Aceasta idee deja aplicata în unele întreprinderi din tara (de ex. IPA Sibiu) este mai putin agreata de posesorii instalatiilor de acoperiri metalice întrucât necesita investitii speciale si spatii de care ei nu dispun sau modificari radicale în actualele instalatii.

Colectarea separata a namolurilor pe linii de neutralizare. O varianta mai putin radicala întrucât în statiile de neutralizare în prezent se practica separat neutralizarea apelor cianurice (Zn, Cu, Cd), apelor acido-cromice (Cr, Al etc.), apelor alcaline (Sn, Ni).

Practicând colectarea separata a namolurilor provenite din aceste linii de neutralizare s-ar realiza namoluri care sa contina numai doua sau trei elemente în comun, ceea ce ar permite realizarea unor tehnologii mai simple de valorificare a metalelor prin numarul mai mic de elemente componente, randamente mai mari de valorificare etc. La aceasta varianta mai multe întreprinderi au fost receptive, tinând seama de faptul ca aceste amenajari s- ar putea realiza cu investitii mai mici.

Nemodificarea în nici un fel a instalatiilor de neutralizare dar dotarea lor cu filtre presa sau centrifuge decantoare si utilizarea de agenti tensioactivi la faza de spalare în vederea obtinerii unor turte de namol cu umiditate redusa (35-45%), în functie de utilajul folosit la filtrare si de calitatea namolurilor supuse filtrarii.

*
* *

Prelucrarea acestor namoluri complexe presupune o tehnologie speciala în vederea obtinerii unei separari avansate a fiecarui metal în parte, cu randamente optime si care sa nu fie generatoare de alte noxe.

În cadrul cercetarilor efectuate în vederea valorificarii metalelor grele din namolurile de la galvanizare s-au stabilit o serie de tehnologii de valorificare a unora din namolurile prezentate în tabelul 1, cercetari care vor constitui subiectul unor referate ce vor fi prezentate în numerele viitoare ale acestei reviste.

REVISTA REVISTELOR

Material Science and Technology, *Anglia, 1994, nr.1*

- *Aliajele magneziului si aplicatiile lor, p.1*
- *Efectul spatierii lamelare asupra comportarii la deformare a TiAl bifazic solidificat unidirectional, p.17*
- *Coeziunea în carbura de Ti, p.22*
- *Analiza prin spectrometrie de masa a ionilor secundari (SIMS) si prin microscopie electronica prin baleaj (SEM) a oxizilor de la limitele de graunti din otelul 9Cr-1Mo si influenta granulatiei asupra exfolierii, p.27*
- *Revenirea austenitica a fontelor ductile cu continut mic de mangan, p.35*
- *Microstructuri ultrafine aparute pe timpul încercarii la rasucire a otelurilor mangan Hadfield, p.41*
- *Efectul cobaltului asupra rezilientei otelurilor, p.52*
- *Microstructurile la sudura cu laser cu sârma calda a otelului NJ80, p.56*
- *Compozitele de aluminura de Ti elaborate prin topire cu laser p.60*
- *Prognozarea adâncimii de carburare la otelurile revenite, calite cu laser, p.69*
- *Programarea proprietatilor mecanice ale zonei intercritice afectata termic, p.75*

POSIBILITATI DE REDUCERE A CONTINUTULUI DE UMIDITATE A NAMOLURILOR REZULTATE DIN STATIILE DE NEUTRALIZARE A APELOR DE SPALARE SI A SOLUTIILOR EPUIZATE REZULTATE DIN LINIILE DE ACOPERIRI METALICE

Ing. Romanita Teodorescu - S.C. IMNR S.A. Bucuresti

C.Z.: 629.7.029

În vederea reducerii poluarii mediului înconjurator prin valorificarea namolurilor rezultate la neutralizarea apelor de spalare si a solutiilor epuizate din liniile de acoperiri metalice, este necesara într-o prima faza aducerea acestora sub forma de turte cu un continut cât mai redus de umiditate.

În prezent, pe majoritatea platformelor industriale rezulta în statiile de neutralizare suspensii de namol îngrosat, care periodic se pompeaza si se evacueaza. Analizele efectuate au demonstrat o pierdere în greutate de 75-90%, în functie de proba respectiva.

Cercetarile întreprinse în vederea stabilirii unor conditii de lucru care sa duca în final la obtinerea unor turte de namol cu umiditate redusa au cuprins doua etape distincte:

- *cercetari privind procesul de spalare-decantare a suspensiilor rezultate în statiile de neutralizare;*
- *cercetari privind procesul de separare avansata a fazelor.*

Rezultatele obtinute în cadrul experimentarilor de decantare

Experimentarile au demonstrat (în cazul majoritatii namolurilor prelucrate) existenta unor timpi foarte mari de decantare si a unor viteze de filtrare foarte mici, în general operatia de separare a fazelor fiind greoaie în cazul acestor namoluri.

În vederea obtinerii unor performante mai bune la aceasta faza suspensiile de namol au fost tratate cu diversi agenti floculanti sau tensioactivi, în scopul urmaririi influentei lor asupra vitezei de decantare si implicit a vitezei de filtrare. In fiecare caz s-a stabilit curba de decantare, comparativa între probele initiale si probele tratate cu agentii respectivi.

Conditiile de lucru

- *timpul de decantare a variat între 30 min.si12 ore;*
- *raportul S:L = 1:20 - 1:30 pe baza faptului ca în decantoarele uzinale suspensia este mult mai diluata;*
- *agentii floculanti sau tensioactivi utilizati au avut concentratii variabile, între 0,1 si 2%;*
- *cantitatea de agent floculant raportata la suspensia luata în lucru a fost variata de la proba la proba în intervalul de la 1:35 la 1:10;*
- *cantitatea de suspensie luata în lucru a fost de 250 ml.*

În cazul tuturor suspensiilor luate în lucru s-a stabilit agentul care a dat rezultatele cele mai bune, cantitatea de agent floculant necesara unei decantari optime si, în fiecare caz în parte, vitezele de filtrare stabilite pe un filtru plan. S-a filtrat numai îngrosatul rezultat dupa îndepartarea limpedelui prin sifonare.

În cadrul experimentarilor au fost utilizati urmatorii agenti: MEDASOL C24, SOLACRIL, ROMACRIL, POLIACRILAT, LAURIL SULFONAT DE SODIU, NAFTOL T, ACETOL, ACETIM etc.

Interpretarea rezultatelor

În urma experimentarilor efectuate s-a stabilit ca, în vederea obtinerii unor viteze optime de decantare, respectiv de filtrare, este necesar a se utiliza un anumit tip de agent, de o anumita concentratie, luat într-o anumita cantitate.

În functie de tipul de namol si de provenienta lui, volumele de limpede au variat între 50 si 150 cc, iar volumele de îngrosat între 200 si 120 cc.

În ceea ce priveste timpul de decantare, s-a observat o crestere importanta a volumului de limpede si scaderea timpului de decantare dupa adaugarea agentului si omogenizarea lui perfecta în masa de suspensie prin agitare timp de 30 min.

În ceea ce priveste influenta pH-ului asupra vitezei de decantare, rezultatele cele mai bune s-au obtinut la pH = 7-8 (domeniu ce coincide cu domeniul optim de actiune al agentilor utilizati).

Timpul optim de decantare a variat, de la caz la

caz, între 3 si 6 ore. In toate cazurile, însa, s-a observat o crestere a vitezei de filtrare de peste zece ori si reducerea umiditatii turtelor rezultate cu 15-20% fata de probele martor, având ca efect reducerea continutului de saruri solubile în faza solida.

În tabelul 1 sunt redate pentru exemplificare rezultatele practice obtinute în cazul unui namol care prezinta urmatoarea compozitie chimica: 17,57% Fe, 1,18% Si, 6,53% Cr, 9,74% Cd, 6% Na, 2,4% Zn, 1,28% Ca, 57,8% H_2O + H_2O legat, 38% H_2O liber în cazul utilizarii la faza de decantare a doi agenti optimi pentru acest tip de namol.

Tabelul 1

Variatia volumului de limpede în timp la decantare
The clarify volume variation

Timpul, min	Fara agent volum limpede, ml	Agent MEDASOL C24 volum limpede, ml	Agent SOLACRIL volum limpede, ml
0	0	0	0
5	-	10	5
10	1	25	10
30	5	60	35
60	15	85	50
120	36	105	68
180	53	115	76
240	60	128	83
300	62	150	95
360	63	156	100
420	63	156	100
Viteza de filtrare pe filtru plan 125 kg/m^{2}h		1268 kg/m^{2}h	836 kg/m^{2}h
Umiditate finala	63%	41%	47%

Asa cum rezulta din acest tabel, viteza de decantare creste spectaculos în primele trei ore, dupa care depunerea particulelor solide se realizeaza mai lent. Dupa sase ore de decantare procesul poate fi considerat încheiat.

Continutul final de umiditate are o importanta deosebita în perspectiva valorificarii elementelor utile, respectiv a metalelor grele toxice din aceste namoluri, întrucât acestea ar trebui transportate într-o eventuala instalatie de valorificare si economic este sa se transporte cât mai multa substanta utila si nu apa.

În figura 1 este redata curba de decantare în cazul aceleeasi probe pentru cei doi agenti specificati.

Concluziile privind procesul de decantare sunt urmatoarele:

- *suspensiile studiate decanteaza greu, datorita agregatelor moleculare formate prin legaturi de hidrogen cu apa, iar curbele de decantare trasate, cu si fara utilizare de agenti floculanti, confirma practic aceste premise;*

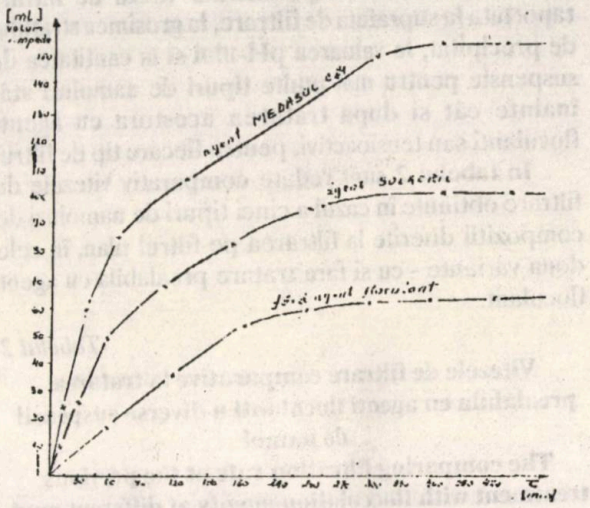


Fig. 1

Curba de decantare
The decantation bend (variation)

- *în finalul procesului de decantare faza solida ocupa un volum mai mic decât cel initial. In cazul neutilizarii de agenti floculanti materialul este mai tasat si compact, ceea ce explica filtrarea cu viteze mai mici si colmatarea filtrului;*
- *introducerea unui agent floculant sau tensioactiv îmbunatateste vizibil procesul de decantare, obtinându-se viteze de decantare de aproximativ 5-15 ori mai mari, în functie de caracteristicile namolului si ale agentului utilizat, aceasta datorita efectului exercitat de agentul floculant de a distruge stratul compact de precipitat cu eliminarea apei. Se formeaza flocoane de precipitat între care se afla solutia limpede;*
- *consumul de agent floculant variaza de la caz la caz între 2 si 5.10^{-3} g/kg de namol, în conditiile de lucru mentionate;*
- *dintre agentii floculanti utilizati s-a constatat ca MEDASOL C24 ar putea fi utilizat cu randamente optime în aproape toate tipurile de suspensii de namol.*

Rezultate obtinute în procesul de filtrare

Experimentarile efectuate în vederea stabilirii conditiilor de separare optima a fazei solide de cea lichida au fost realizate în paralel pe mai multe tipuri de filtre:

- *filtru plan*
- *filtru presa*
- *centrifuga*

S-a determinat experimental viteza de filtrare raportata la suprafata de filtrare, la grosimea stratului de precipitat, la valoarea pH-ului si la cantitatea de suspensie pentru mai multe tipuri de namoluri atât înainte cât si dupa tratarea acestora cu agenti floculanti sau tensioactivi, pentru fiecare tip de filtru.

In tabelul 2 sunt redate comparativ vitezele de filtrare obtinute în cazul a cinci tipuri de namoluri de compozitii diferite la filtrarea pe filtrul plan, în cele doua variante - cu si fara tratare prealabila cu agent floculant.

Tabelul 2

Vitezele de filtrare comparative la tratarea prealabila cu agenti floculanti a diverse suspensii de namol

The comparing filtration rate at the previous treatment with flocculation agents at different mud suspensions

Nr. proba	Viteza de filtrare		Grosimea stratului, mm
	fara agent floculant, kg/m²h	cu agent floculant, kg/m²h	
1	125	1268	3 - 4
2	86	990	3
3	115	1061	4
4	136	1158	3
5	264	1560	3

Experimentarile au demonstrat obtinerea unor valori de 7-10 ori mai mari în cazul utilizarii de agenti floculanti la faza de decantare a suspensiilor.

Luând în considerare performantele industriale ale filtrelor presa fata de filtrele plane, experimentarile efectuate pentru aceleasi namoluri în conditiile mentionate în continuare:

- *filtru presa cu rame metalice*
- *raport S:L = 1:16-1:20*
- *grosimea turtei 20-25 mm*
- *presiune 6-10 atm*
- *suprafata de filtrare 0,0288 m²*
- *raport agent floculant: pp.umed = 1:1500*
- *raport agent floculant: pp.uscat = 1:400*
- *concentratie agent floculant 0,1%*
- *raport solutie agent floculant: cantitate de suspensie = 1:7500*

au demonstrat ca utilizarea filtrului presa duce la obtinerea unor turte cu umiditate redusa si la cresterea spectaculoasa a vitezei de filtrare.

În tabelul 3 este redata viteza de filtrare comparativa pentru trei tipuri de namoluri, în functie de grosimea stratului în cele doua situatii, cu sau fara tratare prealabila cu agent floculant (filtru presa).

Tabelul 3

Rezultatele obtinute la filtrare pe filtru presa
Results obtained at the filtration on pressing filter

Nr. proba	Grosimea stratului, mm	Viteza de filtrare		Apa în turte	
		fara agent, kg/m²h	cu agent, kg/m²h	totala, %	libera, %
1	22	135	1374	71,5	36
2	25	116	1087	74,9	39
3	20	154	1436	69,56	28

Experimentarile de centrifugare efectuate în paralel pe aceleasi namoluri, pe o centrifuga de laborator tip Janetzki S 25 discontinua cu o suprafata de filtrare de 0,0628 m² la 1000 rot./min, au demonstrat ca, pentru un timp de centrifugare cu mult mai mic decât timpul de filtrare, pe celelalte doua tipuri de filtre se pot obtine umiditati reduse ale turtelor de namol, de 38- 45%, pentru viteze de filtrare comparabile sau superioare celor obtinute pe filtrele presa.

Concluzii privind operatia de filtrare

Filtrarea suspensiilor provenite din statiile de neutralizare uzinale se impune cu stringenta datorita necesitatii obtinerii unor turte cu umiditate redusa.

Rezultatele experimentale obtinute au indicat ca utilaj optim centrifuga automata, care ar putea realiza viteze de filtrare mari si umiditati reduse, combinata cu o filtrare în flux continuu si o productivitate ridicata, centrifuga prezentând avantajul evitarii descarcarii manuale a turtelor si deci reducerea manoperei.

Ca o concluzie finala desprinsa din rezultatele prezentate în acest referat putem recomanda necesitatea ca toate întreprinderile care practica operatii de acoperiri metalice sa-si doteze statiile de neutralizare cu instalatii de filtrare - centrifuge automate sau filtre presa - combinate cu utilizarea de agenti floculanti sau tensioactivi la faza de decantare a suspensiilor.

BIBLIOGRAFIE

[1] * * *Tsvetn. met. (Moscow), 1992 (89 44-6 Russ)
[2] * * * B.I.CN. 1.059.888 (C1 C02F 11/12)
[3] * * * Wasserwirtsch Wassertech. 1992, 42 (2) 90-2 Ger.
[4] * * * B.I. CA 2.042.162; C1 C02 F1/56, 1991
[5] * * * B.I. US 5093413 C1524-801; C08F2/32
[6] * * * Aufbereit. Techn.1991 32 (8), 391-6; 398 Eng/Ger.
[7] * * * Eur.Pat.Appl.E.P. 479 616 (C1 C02F1/56)
[8] * * * C.A. vol. 117/6 1992, 55248b
[9] * * * B.I. SU 1,736,949 (C1 C02F1/62), 1992
[10] * * * Pollut. Eng.25 (15), p.24-6, 1993

ASPECTE TEORETICE SI TEHNOLOGICE PRIVIND VALORIFICAREA NAMOLURILOR CU CONTINUT RIDICAT DE ZINC PROVENITE DIN LINIILE DE ZINCARE ELECTROCHIMICA LA OBTINEREA DE PIGMENTI DE ZINC

Ing. Romanita Teodorescu - S.C. IMNR S.A. Bucuresti

C.Z.: 669.5

Din apele de spalare si solutiile epuizate obtinute din procesele de zincare electrochimica rezulta în statiile de neutralizare ce urmeaza acestora suspensii cu continut de zinc care prin decantare se separa într-o faza lichida a carei compozitie permite deversarea ei la canal si o faza solida care înglobeaza toate elementele chimice provenite din adaosurile participante la procesul de zincare, precum si impuritatile care provin din piesele supuse zincarii sau din alti impurificatori.

Probele de namol prelevate de pe diverse platforme în vederea realizarii cercetarilor au fost prelucrate prin spalare, tratare cu agent floculant, filtrare, uscare, dupa care au fost analizate spectral si chimic.

Dupa cum a rezultat din analizele efectuate, materia prima pe care s-au efectuat cercetarile a avut urmatoarea compozitie (raportat la material uscat), %:

Zn	55	Fe	4
Cd	2,5	Pb	0,6
Ca	0,9	Si	0,5
Na	0,3	Cu	0,047

Analiza mineralogica a indicat ca toate metalele se gasesc în namol sub forma de hidroxizi.

Analiza literaturii de specialitate a indicat câteva metode de prelucrare a unor astfel de namoluri cu obtinere de diversi produsi:

¤ *Recuperarea zincului din slamuri provenite din baile de galvanizare si placare, care contin 46,4% Zn, 6,4% NH_3, 22,6% cloruri si 2,6% Pb, s-a realizat prin tratare cu o solutie de acid sulfuric 60% si o solutie de clorura de zinc 4 g/l. Amestecul se aereaza la un debit de 200 l aer/min si se mentine 1,5 h la 160^{0}C. Suspensia se raceste apoi la 65^{0}C si se filtreaza. Precipitatul obtinut contine: 24,8% Zn, 0,08% clorura, 3,4% NH_3 si 42,6% SO_4^{2-} [1]. Filtratul contine Zn 1,72 g/l, clorura 3,6 g/l, NH_3 6,32 g/l si H_2SO_4 liber 10,53 g/l.*

Cristalele obtinute în flux se calcineaza la 500^{0}C în curent de aer, când se obtine sulfat de zinc care contine 38,8% Zn, 58% SO_4 si 0,065 NH_3, iar randamentul de recuperare a Zn a fost de 99,65.

¤ *Recuperarea zincului din namoluri provenite din bai de galvanizare se poate realiza conform indicatiei [2], prin diluarea acestora cu apa urmata de tratare cu acid sulfuric. Fe^{2+} din filtrat se oxideaza la Fe^{3+} cu $KMnO_4$. Precipitatul de $Fe(OH)_3$ format se îndeparteaza prin filtrare, solutia rezultata se trateaza cu zinc, se filtreaza iar solutia se concentreaza pentru cristalizarea sulfatului de zinc.*

¤ *Recuperarea Zn din namoluri cu continut de zinc se realizeaza prin spalarea acestora pâna la neutru [3], sedimentare, centrifugare si solubilizare turta în acizi anorganici. Sarurile metalelor grele prezente se oxideaza cu apa oxigenata si clor. Se precipita oxidul de zinc care se filtreaza. Filtratul se concentreaza în vid. Produsul cristalizat se separa prin centrifugare. Utilizând HCl, HNO_3, H_2SO_4, se pot obtine sarurile respective de zinc din namoluri reziduale de zinc.*

¤ *Recuperarea zincului din namolurile de la galvanizare se poate efectua prin realizarea unei topituri a acestora cu Al si NH_4Cl la 650^{0}C, timp de 4-6 ore. Prin aceasta metoda Fe si Al formeaza compusi intermetalici de forma $FeZn_7$ si Fe_2Al_5 care se separa din sistem. Randamentul de valorificare al zincului este de 60%, iar produsul obtinut contine 99,5% Zn, 0,19% Al si 0,16% Fe [4].*

Analizând literatura de specialitate s-a ajuns la concluzia ca cele mai largi utilizari ale zincului sunt sub forma de oxid de zinc - pigment de zinc pentru industria lacurilor si vopselelor si pentru industria cauciucului si sulfatului de zinc pentru industria farmaceutica sau a fibrelor sintetice. Data fiind provenienta namolurilor prelucrate, ne-am propus recuperarea zincului sub forma de oxizi de zinc.

Rezultate experimentale

În vederea recuperarii eficiente a zincului din namolurile luate în lucru, au fost necesare cercetari pe urmatoarele faze tehnologice:

- *solubilizarea namolurilor;*
- *separarea zincului de impuritatile care îl însotesc în solutie prin precipitare selectiva într-un anumit domeniu de pH;*
- *precipitarea zincului din solutiile de sulfat;*
- *separarea si uscarea carbonatului de zinc;*
- *calcinarea carbonatului de zinc cu obtinere de oxid de zinc pigment.*

Dizolvarea namolului în acid sulfuric

În vederea aducerii în solutie a zincului si a celorlalte elemente solubile care-l însotesc si a separarii lor de elementele insolubile, namolul de zinc a fost tratat cu o solutie de acid sulfuric în urmatoarele conditii:

- *concentratia acidului 20%;*
- *adaugarea acidului pe portiuni în suspensia de namol;*
- *agitarea continua a suspensiei;*
- *temperatura de lucru: 70-80^{0}C;*
- *consum de acid - stoichiometric + un exces de 1-2%;*
- *raport S:L = 1:2-1:3 - raportul optim 1:3 asigura mentinerea în solutie a tuturor componentelor solubile;*
- *adaos de carbune activ în raport 0,4:1 fata de faza solida - pentru retinerea substantelor organice prezente în namol;*
- *timp total de reactie: 2 h;*
- *pH-ul final al solutiei a fost variat între 0,5 si 3,5, urmarind randamentul de solubilizare si compozitia solutiei obtinute.*

Rezultatele obtinute la faza de solubilizare a zincului din namolurile de la galvanizare sunt redate în tabelul 1.

Analizând rezultatele prezentate în acest tabel se constata ca, în cazul în care se lucreaza la valori medii ale pH-ului, respectiv 3-5, randamentele de solubilizare sunt mici, în reziduu ramânând cantitati însemnate de zinc nesolubilizat.

La aciditati mari, pH = 0,2-2, randamentele de solubilizare ale zincului cresc considerabil dar alaturi de zinc se solubilizeaza si celelalte elemente solubile în cantitati apreciabile.

În vederea valorificarii cantitative a zincului s-a stabilit optim intervalul de pH 1,5-2,5, interval în care se realizeaza o solubilizare avansata a zincului alaturi de Fe, Cd, plumbul ramânând în reziduu ca sulfat de plumb.

Separarea celor doua faze se realizeaza optim prin filtrarea la cald (50-60^{0}C), cu spalarea fazei solide prin repulpare în doua trepte la un raport S:L = 1:2-1:3 si recircularea apelor de spalare.

Purificarea solutiei de impuritati

Solutia de sulfati obtinuta dupa filtrare, având o densitate de 1,4-1,5 si un pH 1,5-2,5, se prelucreaza în continuare în vederea separarii zincului de impuritatile care îl însotesc. In acest scop solutia s-a tratat cu o cantitate corespunzatoare de apa

Tabelul 1

Rezultatele obtinute la faza de solubilizare a zincului din namol
Results obtained at the solubilization stage of zinc from mud

Nr. probei	Greut. namol intrat, g	pH - ul final al solutiei	Compozitia solutiei obtinuta					Cantit. de reziduu uscat, g	Compozitia reziduului					Rand. solubilizare, %
			Dens., g/l	Zn, g/l	Fe, g/l	Cd, g/l	Na, g/l		Zn, %	Fe, %	Cd, %	Pb, %	SiO_2, %	
1.	55	3,0	1,195	75,23				36	23,42	4,41	17,96	8,43		34,5
2.	50	1,5	1,3	110,0		0,07		25	14,9	2,43	5,11	11,82		50,0
3.	94	3,91	1,19	111,0	2,73	0,029		76	20,73	2,69	16,48	7,26		20,0
4.	87	4,99	1,18	47,98	1,52	0,034	0,68	65	20,65	1,8	15,9	6,2		25,0
5.	500	0,2	1,5	288,0	4,0	2,74		134	8,5	4,65	3,9	3,68	3,97	73,5
6.	500	1,95	1,39	176,73	4,0	5,0		138	5,5	7,55	3,3	2,6	3,04	73,0
7.	500	0,59	1,3	149,61	5,16	3,67	0,38	172	4,82	9,05	3,5	2,6	3,7	67,6

oxigenata la un raport Fe:H_2O_2 = 1:1-1:1,5 în vederea oxidarii fierului, dupa care în solutie s-a introdus Na_2CO_3 solutie 355,8 g/l.

La atingerea valorii pH-ului de 3-3,5 începe precipitarea Fe: prin continuarea adaugarii solutiei de carbonat de sodiu Ph-ul creste la 5-5,5, moment în care cele doua faze se separa prin filtrare. Pe tot parcursul reactiei temperatura s-a mentinut la 50-60^{0}C, iar timpul total de reactie a fost de o ora.

Pentru îmbunatatirea vitezei de filtrare se utilizeaza o solutie de MEDASOL C24 sau poliacrilamida în cantitate de 0,1% raportat la cantitatea de solid separata.

Precipitatul de impuritati s-a separat prin filtrare la cald, apoi s-a spalat la un raport S:L = 1:3 în patru trepte în contracurent, s-a uscat si s-a calcinat la 900^{0}C timp de 3 ore, când s-a obtinut un pigment de Fe-Zn utilizabil la colorarea maselor plastice. Analiza chimica a acestui produs a indicat urmatoarele prezente: 57,39% Zn, 17,85% Fe, 1,46% Cd, 0,018% Ca, 0,0016% Na, umiditate 0,016%.

Precipitarea zincului din solutiile de sulfat

Dupa separarea impuritatilor, solutia de sulfat de zinc având un pH = 5,5 aspect limpede, s-a tratat în continuare cu carbonat de sodiu solutie 355 g/l, în vederea separarii carbonatului de zinc în urmatoarele conditii:

- *agitare continua;*
- *temperatura: 25-45^{0}C;*
- *timp de reactie: 45-60 min;*
- *pH final: 7,*

când se realizeaza un randament de precipitare a Zn de peste 90% sub forma de carbonat de zinc. In cantitati mici se gaseste prezent în intervalul de pH mentionat si cadmiul pâna la maximum 1%.

Separarea si spalarea precipitatului de carbonat de zinc s-au realizat prin filtrare. Deoarece acest precipitat retine solutie de sulfat de sodiu sub forma de umiditate (aprox.40-45%), acesta trebuie îndepartat întrucât prezenta sa scade calitatea produsului finit.

Îndepartarea sulfatului de sodiu s-a realizat prin spalare cu apa la temperaturi de 25-45^{0}C, volumele de apa de spalare fiind corelate cu solubilitatea sulfatului de sodiu în apa. O spalare optima s-a realizat prin repulpare si spalare în mai multe trepte, cu recircularea apelor de spalare în urmatoarele conditii:

- *timp de agitare suspensie carbonat-apa: 30 min;*
- *raport S:L = 1:3-1:5;*
- *temperatura apei de spalare: 40^{0}C;*
- *numar de trepte de spalare: 4.*

Uscarea precipitatului de carbonat de zinc cu umiditate de aproximativ 40% realizata într-o etuva de laborator a dus la un produs care ar putea fi dizolvat în HCl, HNO_3, H_2SO_4 si prin prelucrare sa implice obtinerea sarurilor respective, produsi cu desfacere imediata în industria constructoare de masini.

Tabelul 2

Rezultatele obtinute la faza de calcinare
Results obtained at the calcination stage

Proba nr.	Greutatea materialului introdus, g	Pierderile la calcinare, %	Timpul de calcinare, h	Temperatura de calcinare, ^{0}C	Caracteristicile pigmentului obtinut			Observatii
					ZnO, %	Cd, %	Aspect	
1.	37	24,5	1 1/2	600	98,0	0,36	Alb	Pigmentul mai contine $ZnCO_3$ necalcinat
2.	37	24,5	2	600	98,2	1,4	Crem	Urme de $ZnCO_3$
3.	37	27,0	3	800	98,0	0,53	Slab galbui	
4.	270	25,0	2 1/2	800	99,2	0,76	Crem	
5.	1587	36,0	2 1/2	900	99,5	0,38	Galbui	Materialul introdus uscat
6.	2720	63,0	2 1/2	600	99,2	0,5	Galbui	Materialul introdus umed

Calcinarea precipitatului de carbonat de zinc

Carbonatul de zinc obtinut a fost calcinat în vederea transformarii lui în pigment de oxid de zinc.

Reactia chimica care caracterizeaza procesul de calcinare este urmatoarea:

$$ZnCO_3 \xrightarrow{t^0C} ZnO + CO_2$$

Procesul de descompunere este, asa cum arata si ecuatia, o reactie în faza solida, carbonatul pierzând CO_2 si transformându-se în oxid de zinc. Tinând seama de indicatiile oferite de analiza termodiferentiala a carbonatului de zinc, calcinarile s-au efectuat la temperaturi cuprinse între 600 si 900°C într-un cuptor electric cu mufa. Calcinarile s-au efectuat atât pe turtele umede, asa cum au rezultat de pe filtru, cât si pe materialul uscat în prealabil, urmarindu-se influenta acestui parametru asupra procesului de calcinare. Timpul de calcinare a variat între 1 si 3 ore.

Dupa calcinare produsii obtinuti fie s-au racit lent si s-au spalat, fie s-au calit în apa rece si apoi s-au spalat, urmarind influenta acestui parametru asupra calitatii produsului finit.

Rezultatele obtinute la faza de calcinare sunt redate în tabelul 2.

Analizând datele prezentate în acest tabel se constata ca:

- *materialul calcinat contine aproximativ 1,5% Cd, ceea ce îi confera culoarea crem sau usor galbuie, în functie de temperatura de calcinare;*
- *pigmentul obtinut prin calcinarea carbonatului de zinc umed urmat de calirea produsului calcinat are o finete mai avansata si se spala mai usor.*

Rezulta ca realizarea fazei de calcinare în conditii optime implica respectarea urmatorilor parametri de lucru:

- *temperatura de calcinare: 650-800°C;*
- *timp de calcinare: 2-2,5 ore;*
- *calirea materialului calcinat.*

Calirea materialului calcinat s-a realizat prin introducerea acestuia în apa la temperatura de calcinare, cantitativ la un raport S:L = 1:2. Dupa calire materialul s-a spalat cu apa în vederea indepartarii sarurilor solubile la un raport S:L = 1:7, prin repulpare si agitare 30 min; temperatura apei de spalare a fost de 35°C. Umiditatea turtelor obtinute dupa filtrare a fost de 35-40%, iar viteza de filtrare 790 l/m^{2}h.

Uscarea turtelor de oxid de zinc s-a realizat într-o etuva de laborator pâna la constant.

În vederea asigurarii finetii impuse de STAS acestor pigmenti, produsii calcinati si uscati s-au macinat pâna la un reziduu de 1% pe sita de 0,04 mm.

În tabelul 3 sunt redate caracteristicile pigmentilor de zinc obtinuti la prelucrarea prin tehnologia cercetata a namolurilor provenite din liniile de zincare pe diverse platforme din tara.

Tabelul 3

Calitatea pigmentilor de zinc obtinuti prin tehnologia cercetata
Zinc pigments quality obtained by studied technology

Caracteristicile	Valoarea
Aspect	pulbere amorfa
Culoare	alb crem sau alb galbui
ZnO, %	98,3 - 99,5
Oxid de plumb, %	0,008 - 0,005
Oxid de fier, %	0,015 - 0,002
Oxid de cadmiu, %	0,61 - 1,4
Umiditate, %	0,2 - 0,25
Subst. insolubile în apa, %	0,15 - 0,25
Substante insolubile în HCl	0,14
Mangan, %	0,005 - 0,017
Cupru, %	0,003 - 0,001
Rest pe sita de 0,045 mm, %	1,0
Zinc liber, %	lipsa

Conform STAS-ului 421/84 dupa care s-au efectuat analizele, gradul de alb nu constituie conditie obligatorie pentru produsul destinat industriei cauciucului sau industriei maselor plastice si pielei artificiale, industrii unde acesti pigmenti pot fi utilizati.

BIBLIOGRAFIE

[1] * * * B.I.Jp.60 128 227 C1C22B19/30/8, 1985
[2] * * * Shiaxne shijie, 1989 30/8 375-6
[3] * * * B.I.HU 40595 (C1 CO1 G9/04), 1987
[4] * * * C.A. vol.119: 143453 1993
[5] * * * C.A. vol.118: 236941

CERCETARI EXPERIMENTALE ASUPRA INFLUENTEI REGIMULUI DE LUCRU ASUPRA CALITATII SUPRAFETELOR PIESELOR DIN OTELURI ALIATE DE ÎMBUNATATIRE

Conf. dr.ing.C. Ionescu, ing. Mihaela Pana - Universitatea "Politehnica" Bucuresti

C.Z.: 621.74

Studiul influentei principalilor parametri ai regimului de lucru asupra calitatii suprafetei prelucrate s-a efectuat în cazul strunjirii de finisare a doua calitati de oteluri aliate de îmbunatatire, si anume: 25MoCr11 si 13CrNi30, STAS 791-66, utilizate în industria constructiilor de masini si aeronautica.

Conditiile de prelucrare utilizate au tinut seama de dotarea medie actuala a unitatilor prelucratoare si a sculelor utilizate în mod curent si accesibile tuturor utilizatorilor, standardizate în tara noastra.

S-a utilizat un strung normal tip SN320, cutite de strunjit din otel rapid Rp2 cu placute din carburi metalice tip K 20 si cu placute ceramice din Al_2O_3 si TiC, racire cu emulsie de ulei în apa.

Compozitia chimica a otelurilor studiate este prezentata în tabelul 1.

Tabelul 1

Material	Compozitia chimica, %										
	C	S	P	Si	Mn	Ni	Cu	Ti	Al	Cr	Mo
13CrNi30	0,13	0,02	0,01	0,28	0,36	3,05	0,22	0,001	0,026	0,6	-
25MoCr11	0,26	0,01	0,01	0,24	0,60	0,10	0,10	0,01	0,14	1,07	0,19

Parametrii regimului de aschiere utilizati sunt prezentati în tabelul 2.

Tabelul 2

Parametri	t, mm	r, mm	α, o	γ, o	X, °	X_1, °
Valoare	0,5	0,2	10	7	105	15

Pentru studiul influentei vitezei de avans si al vitezei de aschiere asupra rugozitatii suprafetei prelucrate s-au luat în considerare urmatoarele domenii corespunzatoare regimurilor de finisare: s = 0,1 mm/rot. si v = 0,1 - 2,4 m/s.

Masurarea rugozitatii s-a efectuat cu ajutorul unui rugozimetru optic tip Linnik - Schmaltz.

Rezultatele experimentale obtinute sunt prezentate în diagramele din figurile 1 - 12.

În cazul prelucrarii otelului 13CrNi30, sub forma de bara laminata cu diametrul Ø 45 mm, rezultatele obtinute sunt prezentate în diagramele din figurile 1 - 6.

Influenta vitezei de avans asupra rugozitatii suprafetei, în cazul utilizarii cutitului din Rp 2 (fig.1), se manifesta printr-o anumita crestere a rugozitatii o data cu cresterea vitezei de avans, cresterea fiind mai importanta în cazul valorilor mai mari ale vitezei de aschiere.

Utilizarea unui cutit cu placuta tip K 20 are ca efect o crestere a rugozitatii, în medie cu 9,2% în raport cu cazul prelucrarii cu scula din otel rapid (fig.2). Din diagramele respective rezulta ca o data cu cresterea vitezei de avans rugozitatea creste, iar cresterea este mai pronuntata pentru valori ale avansului de peste 0,25 mm/rot.

În cazul prelucrarii cu cutit cu placuta ceramica (fig.3) se obtin valori ale rugozitatii mai reduse, în medie cu 18% fata de cazul prelucrarii cu cutit din Rp 2 si cu 25% fata de cazul prelucrarii cu cutit cu placuta tip K 20.

Modul de variatie a rugozitatii în functie de viteza de avans este asemanator cu cazurile anterioare, pentru domeniul de avansuri studiat.

Influenta vitezei de aschiere asupra rugozitatii suprafetei pentru otelul 13 CrNi30 este ilustrata în diagramele din figurile 4,5 si 6.

In cazul prelucrarii cu cutit din otel rapid Rp 2,

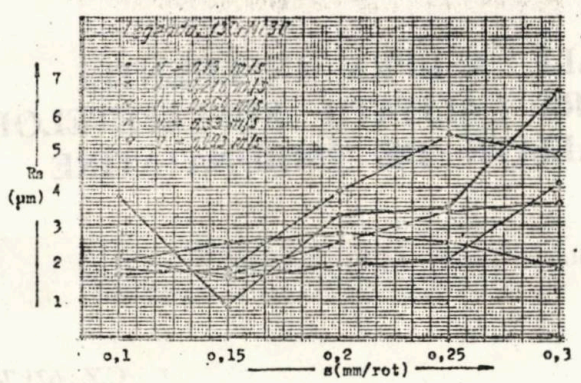


Fig. 1

Influenta vitezei de avans asupra rugozitatii la strunjirea otelului 13CrNi30 cu cutit din Rp2
Advance rate influence on the rugosity at the 13CrNi30 steel latheing with a Rp2 knife

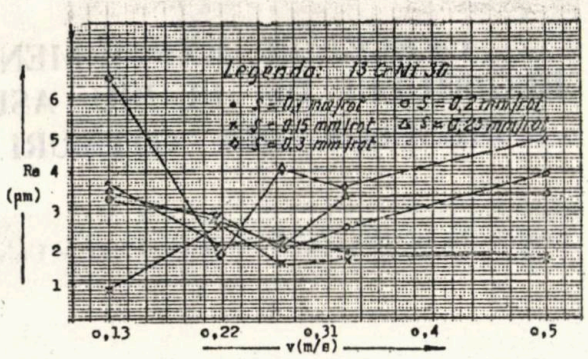


Fig. 4

Influenta vitezei de aschiere asupra rugozitatii la strunjirea otelului 13CrNi30 cu cutit din Rp2
Splinting rate influence on the rugosity at the 13CrNi30 steel latheing with a Rp2 type knife

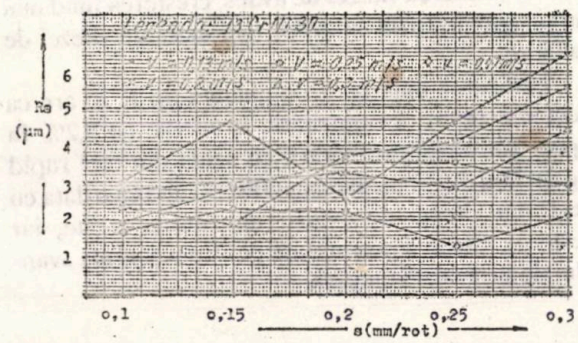


Fig. 2

Influenta vitezei de avans asupra rugozitatii la strunjirea otelului 13CrNi30 cu cutit cu placuta tip K 20
Advance rate influence on the rugosity at the 13CrNi30 steel latheing with a K 20 type plate knife

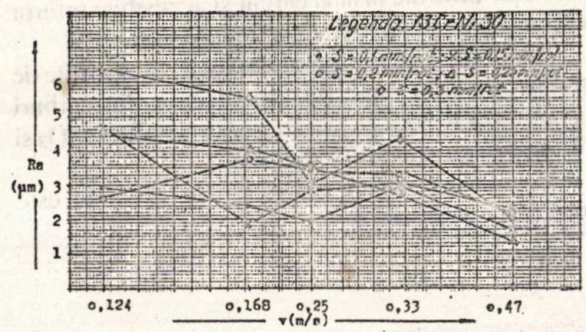


Fig. 5

Influenta vitezei de aschiere asupra rugozitatii la strunjirea otelului 13CrNi30 cu cutit cu placuta tip K 20
Splinting rate influence on the rugosity at the 13CrNi30 steel latheing with a K 20 type plate knife

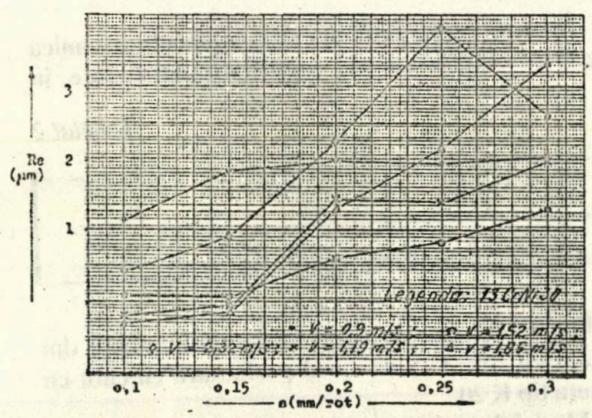


Fig. 3

Influenta vitezei de avans asupra rugozitatii la strunjirea otelului 13CrNi30 cu cutit cu placuta ceramica
Advance rate influence on the rugosity at the 13CrNi30 steel latheing with a ceramic plate knife

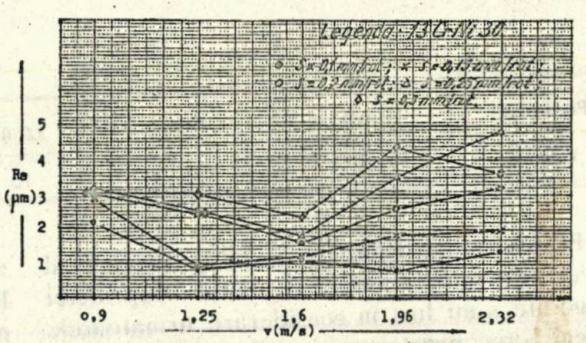


Fig. 6

Influenta vitezei de aschiere asupra rugozitatii la strunjirea otelului 13CrNi30 cu cutit cu placuta ceramica
Splinting rate influence on the rugosity at the 13CrNi30 steel latheing with a ceramic plate knife

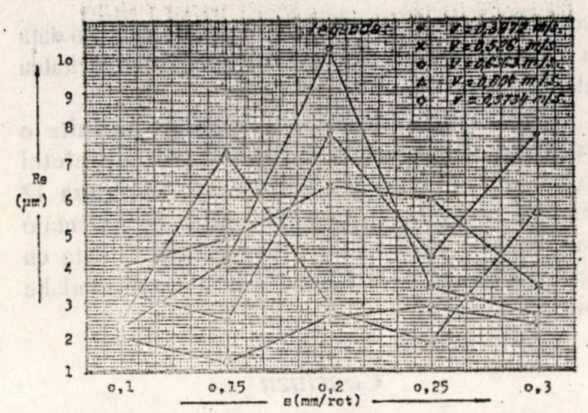


Fig. 7

Influenta vitezei de avans asupra rugozitatii la strunjirea otelului 25MoCr11 cu cutit din Rp 2
Advance rate influence on the rugosity at the 25MoCr11 steel latheing with a Rp2 knife

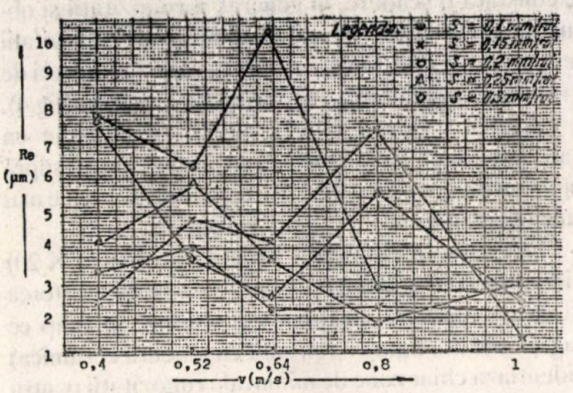


Fig. 10

Influenta vitezei de aschiere asupra rugozitatii la strunjirea otelului 25MoCr11 cu cutit din Rp 2
Splinting rate influence on the rugosity at the 25MoCr11 steel latheing with a knife with a Rp2 knife

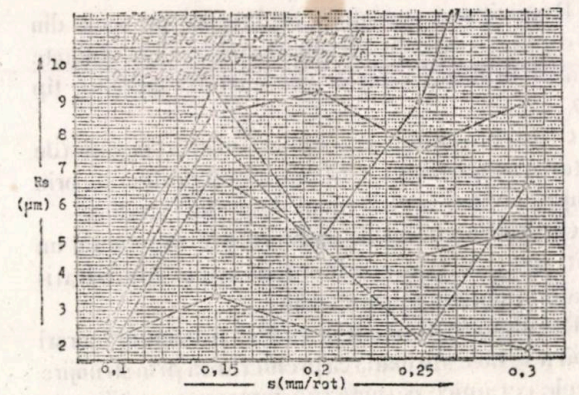


Fig. 8

Influenta vitezei de avans asupra rugozitatii la strunjirea otelului 25MoCr11 cu cutit cu placuta tip K 20
Advance rate influence on the rugosity at the 25MoCr11 steel latheing with a K 20 type plate knife

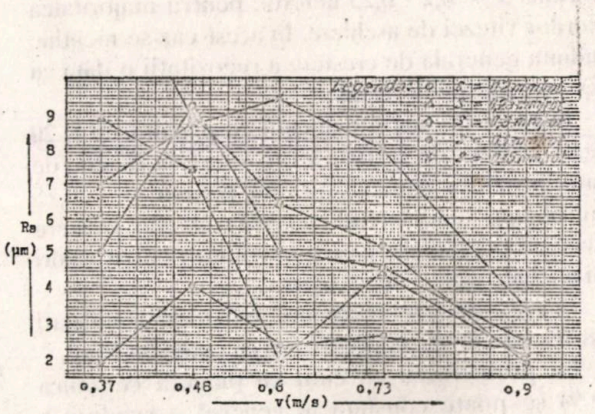


Fig. 11

Influenta vitezei de aschiere asupra rugozitatii la strunjirea otelului 25MoCr11 cu cutit cu placuta tip K 20
Splinting rate influence on the rugosity at the 25MoCr11 steel latheing with a K 20 type plate knife

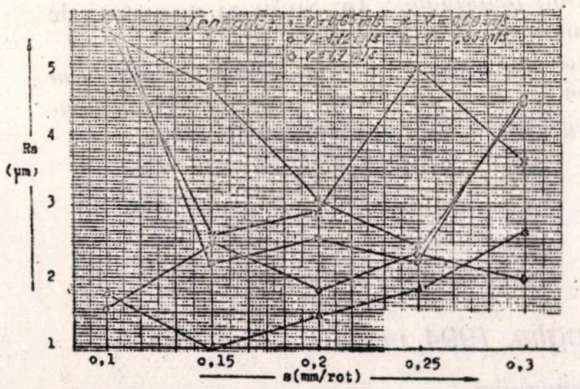


Fig. 9

Influenta vitezei de avans asupra rugozitatii la strunjirea otelului 25MoCr11 cu cutit cu placuta ceramica
Advance rate influence on the rugosity at the 25MoCr11 steel latheing with a ceramic plate knife

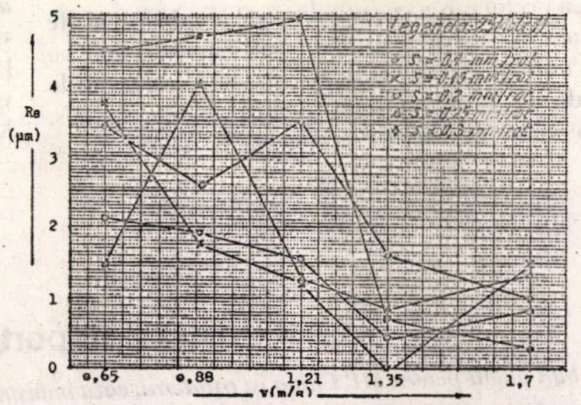


Fig. 12

Influenta vitezei de aschiere asupra rugozitatii la strunjirea otelului 25MoCr11 cu cutit cu placuta ceramica
Splinting rate influence on the rugosity at the 25MoCr11 steel latheing with a knife with a ceramic plate knife

se constata o scadere, în general, a rugozitatii si obtinerea chiar a unor zone de minim ale rugozitatii pentru v = 0,2 - 0,3 m/s, iar pentru valori mai mari de v = 0,3 m/s rugozitatea are o crestere continua (fig.4).

Apare evident si din aceste diagrame ca materialul sculei are o influenta importanta asupra rugozitatii suprafetei (fig.4, 5 si 6), rezultatele cele mai bune obtinându-se cu placute ceramice.

Diagramele din figura 5 (cutit cu placuta K 20) evidentiaza o scadere a rugozitatii o data cu cresterea vitezei de aschiere, în domeniul studiat, în timp ce diagramele din figura 6 (cu cutit cu placuta ceramica) evidentiaza chiar zone de minim ale rugozitatii pentru domeniul v = 1,2 - 1,6 m/s, pe fondul aceleeasi scaderi a rugozitatii o data cu cresterea vitezei de aschiere.

In cazul prelucrarii otelului 25MoCr11, influenta vitezei de avans asupra rugozitatii este ilustrata în diagramele din figurile 7, 8 si 9.

La prelucrarea cu cutit din Rp 2 (fig.7) se pot observa zone de maxim ale rugozitatii pentru viteze de avans s = 0,2 - 0,25 mm/rot. pentru majoritatea valorilor vitezei de aschiere. In acest caz se mentine tendinta generala de crestere a rugozitatii o data cu cresterea vitezei de avans.

În cazul prelucrarii cu cutit cu placuta tip K 20 (fig.8), curbele de variatie a rugozitatii în functie de avans prezinta zone de maxim pentru s = 0,15 mm/rot., pe fondul tendintei generale de crestere direct proportionala, mai pronuntata pentru valori mai mici ale vitezei de aschiere.

În acest caz se obtin rugozitati în medie mai mari cu 8,5% fata de cazul prelucrarii cu cutit din Rp 2.

La prelucrarea cu cutit cu placuta ceramica (fig.9) se poate constata în general o scadere a rugozitatii în functie de viteza de avans, în special în cazul vitezelor mai reduse de aschiere.

Rugozitatea medie obtinuta în acest caz este mai redusa cu 26,6% fata de cazul prelucrarii cu cutit din Rp 2 si cu 32% fata de cazul prelucrarii cu placuta tip K 20.

Influenta vitezei de aschiere asupra rugozitatii este evidentiata în diagramele din figurile 10, 11 si 12.

La prelucrarea cu cutit din Rp2 (fig.10) se poate constata în general o scadere a rugozitatii o data cu cresterea vitezei de aschiere, existând chiar unele zone de maxim ale rugozitatii pentru v = 0,6 - 0,8 m/s.

În cazul prelucrarii cu placuta K 20 (fig.11) se accentueaza tendinta de scadere a rugozitatii o data cu cresterea vitezei de aschiere, pentru majoritatea valorilor avansului.

Utilizarea placutelor ceramice permite o reducere substantiala a rugozitatii suprafetei prelucrate, diagramele prezentate în figura 12 ilustrând acest lucru, si totodata pune în evidenta o scadere mai pronuntata a rugozitatii o data cu cresterea vitezei de aschiere decât în cazul celorlalte tipuri de scule.

Concluzii

Cercetarile experimentale au evidentiat influenta importanta a materialului sculei asupra rugozitatii suprafetei prelucrate pentru doua calitati de oteluri reprezentative din categoriile de oteluri aliate de îmbunatatire de tip Mo-Cr si Cr-Ni.

Rezultatele obtinute au dovedit ca prelucrarea cu scule ceramice permite realizarea unei calitati superioare a suprafetei prelucrate în raport cu sculele din carburi metalice si din otel rapid.

Rugozitatea suprafetei prelucrate cu scule din otel rapid s-a dovedit a fi superioara aceleia obtinute în cazul utilizarii sculelor din carburi metalice tip K 20.

Cresterea vitezei de avans are un efect negativ (de crestere) asupra rugozitatii suprafetei prelucrate prin strunjire pentru ambele tipuri de oteluri studiate.

Cresterea vitezei de aschiere are în general un efect pozitiv (de scadere) asupra rugozitatii suprafetei obtinute prin strunjire.

Rezultatele obtinute în cadrul prezentei lucrari permit a se face afirmatia ca prelucrarea prin strunjire cu scule ceramice permite suprimarea operatiilor de finisare prin rectificare.

BIBLIOGRAFIE

[1] **Atanasiu, N., Ionescu, C-tin.**: *Cercetari privind prelucrabilitatea prin aschiere la strunjirea aliajelor de aluminiu deformabile*. În: Sudii si cercetari de mecanica aplicata, tomul 41, nr.5, 1982

[2] **Ionescu ,C-tin, Atanasiu, N.:** *Oberflächengüte beim spanenden Bearbeiten von hochfesten Aluminium-Knetlegierungen*. In: Aluminium, nr.58, 1982

REVISTA REVISTELOR

Metal Powder Report, *Anglia, 1994, nr.4*

- *Mai bun augur pentru MP China îsi modernizeaza industria woframului*
- *Materialele sovietice ameninta MP*
- *Acoperirile cu Co se perfectioneaza, p.10*
- *Metalurgia pulberilor în Canada, p.22*
- *Aliaj de Al forjat din pulberi amenin.ta aliajele feroase, p.36*
- *Incercarea la coroziune a otelurilor inox, p.42*

CERCETARI PRIVIND COMPORTAREA LA COROZIUNE INTERCRISTALINA A ALIAJELOR DE TIP Al-Zn-Cu-Mg

Prof. dr.ing. Simona Zamfir,
As. univ. Roxandra Vidu - Universitatea "Politehnica" Bucuresti

C.Z.:620.196.2

Temperaturile ridicate la care sunt supuse aliajele de aluminiu în cazul utilizarii lor în constructia de aeronave, la motoarele cu ardere interna, la schimbatoarele de caldura, au impus necesitatea de a dispune de noi aliaje de aluminiu. Utilizari tot mai largi îsi gasesc aliajele Al-Zn-Mg-Cu de mare rezistenta. Buna rezistenta a acestor aliaje se datoreaza influentei conjugate a compozitiei chimice, a modului de prelucrare si a tratamentelor termice, ele facând parte din grupa aliajelor deformabile durificabile. Tratamentul termic de durificare consta din calire de punere în solutie urmata de îmbatrânirea naturala sau artificiala.

Comportarea buna la coroziune a aliajelor de aluminiu în atmosfera, în apa, în acizi organici, se datoreaza formarii filmului de oxid de Al_2O_3, film aderent si protector. Cu toate acestea, în anumite conditii de mediu, mai ales în prezenta ionilor de clor, rezistenta acestor aliaje este mai slaba. Comparativ cu aluminiul, aliajele de alumuniu au o comportare la coroziune mai slaba, fiind susceptibile la coroziunea intergranulara. Mecanismul coroziunii intergranulare în aceste aliaje este de natura electrochimica, având loc formarea unor celule locale între precipitatele de la limita grauntilor (precipitate cu potentiale diferite, mai nobile decât matricea, cum este cazul la $CuAl_2$, sau mai putin nobile - $MgZn_2$) si matricea adiacenta. Gradul de susceptibilitate la atacul intergranular depinde de natura, cantitatea, marimea si distributia precipitatelor si deci de tratamentul termic aplicat.

În lucrarea de fata, prin determinarea caracteristicilor mecanice si a rezistentei la coroziune, corelate cu cercetari microstructurale, s-a urmarit influenta parametrilor termici si temporali ai tratamentului termic aplicat asupra comportarii la coroziune intercristalina a acestor aliaje.

Cercetarile experimentale au fost efectuate pe un aliaj din sistemul Al-Zn-Cu-Mg, a carui compozitie este data în tabelul 1. Din materialul cercetat, deformat plastic la rece în prealabil, probele prelevate au fost supuse unui tratament termic de calire de punere în solutie la $T = 450 \pm 5^0C$, timp de mentinere de 40 minute, racire în apa calda, urmat de un tratament de îmbatrânire la diferite temperaturi si durate de mentiunere, conform ciclogramei din figura 1.

Tabelul 1

Compozitia chimica a aliajului studiat
Chemical composition of studied alloy

Aliaj Al - Zn - Mg - Cu	Compozitia chimica, %							
	Zn	Mg	Cu	Fe	Mn	Si	Ti	Al
	5	1,5	1,24	0,22	0,07	0,03	0,02	rest

Pe probele astfel tratate au fost efectuate masuratori de duritate, cercetari microstructurale si teste de coroziune intergranulara efectuate în solutie apoasa de NaCl. Pe baza masuratorilor de duritate efectuate pe probele tratate în diferite conditii, s-au trasat curbele de variatie ale acestora (fig.2), rezultatele fiind corelate cu modificarile structurale si aspectele coroziunii intergranulare (fig.3).

În urma tratamentului termic de îmbatrânire se constata o variatie a duritatii în sensul ca, o data cu cresterea temperaturii de îmbatrânire, duritatea atinge valoarea maxima la durate de mentinere din ce în ce mai mici, duritatea maxima obtinându-se în urma unei îmbatrâniri la $150^0C/5h$. Aspectele microscopice indica faptul ca, o data cu cresterea temperaturii de îmbatrânire, precipitarea este mai intensa la durate mai mici de mentinere. Se observa de asemenea o crestere a marimii precipitatelor în conditiile în care tratamentul de îmbatrânire s-a efectuat la temperaturi mai ridicate de tratament si durate de mentinere mai lungi.

Comportarea la coroziune intergranulara a fost studiata în mediu de solutie apoasa de NaCl, aparitia acestei forme de coroziune fiind analizata prin cer-

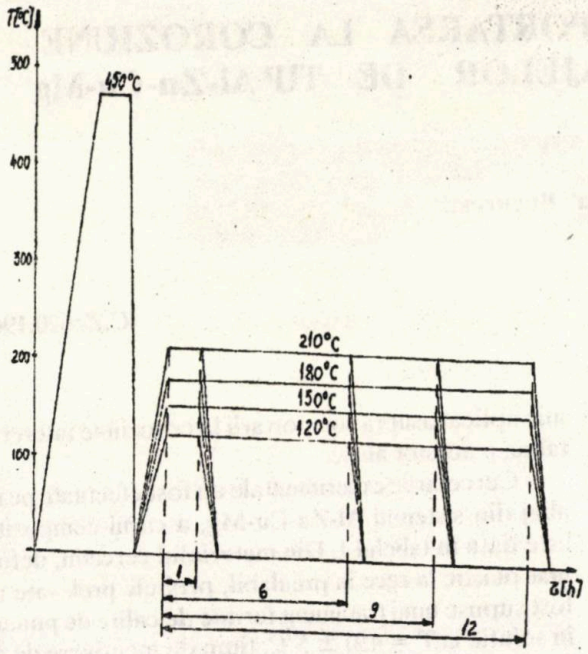


Fig. 1

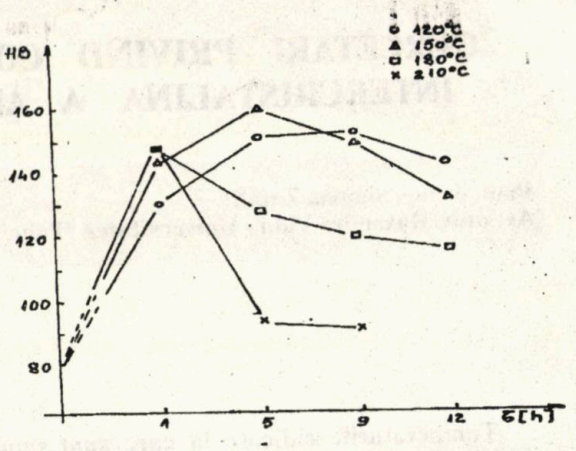


Fig. 2

cetari microstructurale. Dupa cum se poate observa din figura 3, comportarea la coroziune intergranulara este în strânsa legatura cu modificarile structurale care au avut loc în urma tratamentului termic. Astfel, la temperaturi de îmbatrânire mai scazute si la durate de mentinere mici, aceasta forma de coroziune este mai putin pregnanta, ceea ce releva faptul ca aparitia unei cantitati mai mari de precipitate în timpul proceselor care au loc la tratamentul termic de îmbatrânire influenteaza negativ comportarea lor la coroziune.

În concluzie se poate aprecia ca în urma tratamentelor termice de calire de punere în solutie si îmbatrânire aplicate acestor aliaje are loc o crestere a duritatii, crestere care este mai accentuata la temperaturi mai înalte de îmbatrânire, maximul fiind atins dupa durate mai mici de mentinere. De asemenea s-a observat ca atingerea valorii maxime a duritatii este în functie de parametrii termici si temporali ai tratamentului termic aplicat, având loc dupa durate de mentinere din ce în ce mai mici, o data cu

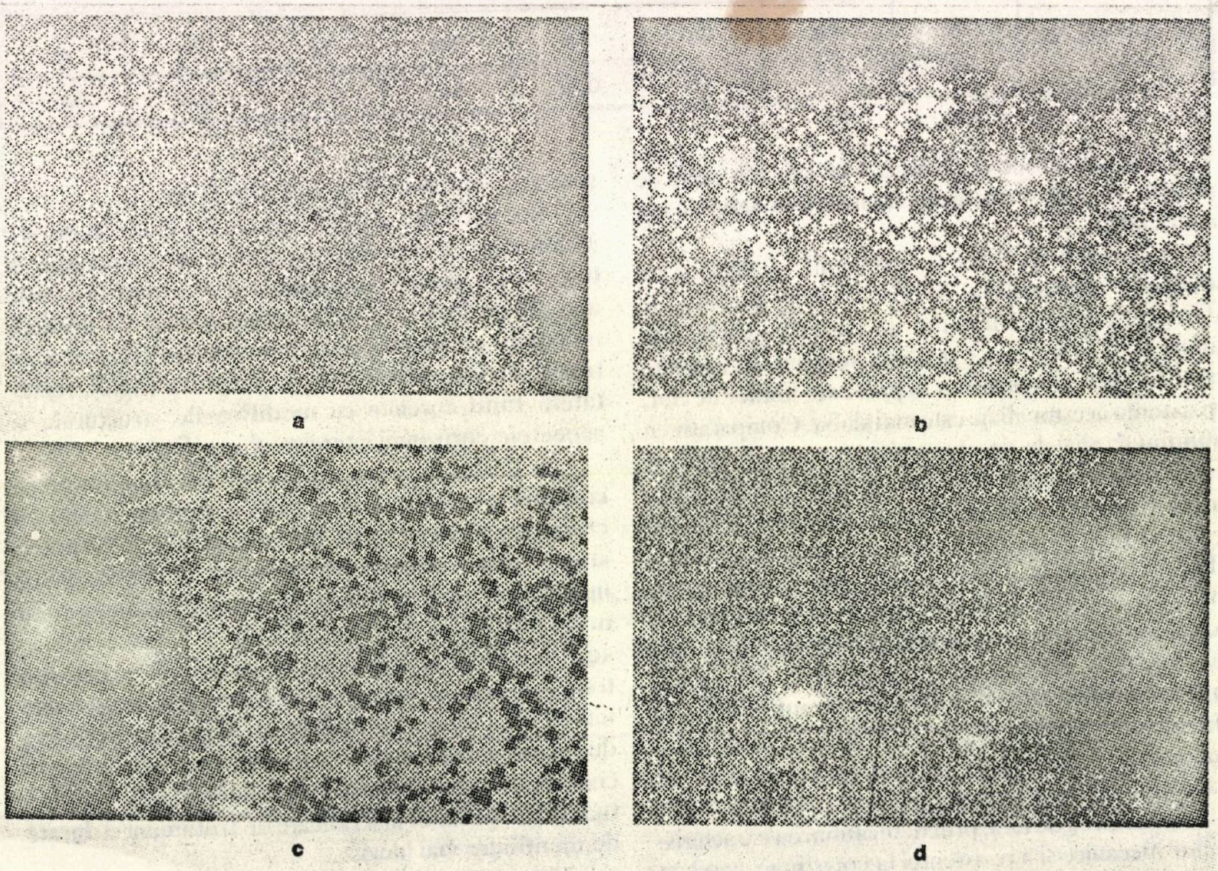


Fig. 3

cresterea temperaturii de îmbatrânire, datorita unui proces de precipitare mai intens.

Comportarea la coroziune intergranulara este si ea dependenta de cantitatea, marimea si distributia precipitatelor si implicit de parametrii de tratament termic de îmbatrânire aplicat. O cantitate mica de precipitate fin dispersate, care nu formeaza o retea continua în jurul grauntilor de solutie solida, confera materialului o buna comportare la coroziunea intergranulara.

REVISTA REVISTELOR

Metal Powder Report, *Anglia, 1994, nr.6*

- *Normele ecologice - dupa colt Motoarele Diesel subliniaza noul rol al aliajelor ODS (ramforsate cu dispersie de oxizi), p.8*
- *C/VI încearca sa-si largeasca baza de materiale MIM. PIM poate oferi scule mai ieftine aschietoare. PM se maturizeaza la aliajele aerospatiale, p.16*

Hutnik, *Polonia, 1994, nr.2*

- *Verificarea proprietatilor termofizice ale maselotelor lingourilor mari de forjare, p.42*
- *Analiza forjarii libere în matrite, p.48*
- *Verificarea deformarii plastice a otelurilor cu plasticitate mica la laminarea la temperaturi mai mari, p.49*
- *Oteluri rapide sinterizate, p.54*
- *Proprietatile pieselor sinterizate din pulberi de aluminium poloneze, p.63*
- *Inventii de perfectionari în metalurgie, p.67*

Hutnik, *Polonia, 1994, nr.4*

- *Evaporarea urmelor de elemente pe timpul afinarii în vid a otelului, p.118*
- *Dezoxidarea otelului în forma cu sârma de Al, p.121*
- *Parametrii de deformare la cald ai otelurilor Mn-Mo aliate cu Nb si B analizati în conditii de precipitare dinamica a Nb (CN), p.124*
- *Carbunele si cocsul în ecologie. Evolutia combustibililor metalurgici, p.129*
- *Alimentarea electrica actuala a instalatiilor industriale electrotermice, p.132*
- *Lozinci metalurgice vechi dar actuale, p.135*

Hutnik, *Polonia, 1994, nr.5*

- *Indepartarea sulfului din otel cu zguri de diferite compozitii p.140*
- *Alegerea parametrilor de proces la laminorul pilger de tevi la cald, p.149*
- *Obtinerea materialelor pentru temperaturi ridicate, p.154*
- *Laminarea continua pe mai multe fire, p.159*
- *Indepartarea uleiurilor din tunderul de laminor prin spalare p.165*
- *Lozinci metalurgice vechi dar actuale, p.166*

Fonderie Fondeur d'aujourd'hui, *Franta, 1994, nr.136*

- *O.Tomasevici: Algoritm de calcul pentru calculul maselotajului pieselor turnate în forme din amestecuri de formare pentru toate aliajele de turnatorie, p.8*
- *A. Mantovan: Eurofour 94 - inovatii tehnologice p.14*
- *P.Godinot, A. Mantovan: Topirea în cubilou. Raport asupra conferintei AFS de la Rosemont, Illinois, p.20*
- *J.Breynaert: Evolutia cuptorului cu inductie p.35*
- *M.Richard: Precizia analizelor chimice la aliajele pe baza de cupru, p.39*
- *Carti noi aparute, p.50*

STUDIUL STRUCTURAL AL UNOR ALIAJE DE TITAN SUPUSE ACTIUNII UNOR AGENTI COROSIVI

Sef de lucrari ing. Alexandra Dobre, prof. univ. dr. ing.Simona Zamfir,
As. univ. ing. Ruxandra Vidu - Universitatea "Politehnica" Bucuresti

C.Z.: 620.193

Aliajele de titan au o deosebita importanta industriala datorita unor proprietati deosebite ca: densitate relativa mica, rezistenta mecanica buna, stabilitate buna la coroziune, rezistenta specifica mare etc. Datorita comportarii bune la fluaj pâna la temperaturi de 900^0C si rezistentei specifice bune, aliajele de titan sunt utilizate în cele mai diverse domenii, de la constructii aerospatiale, la industria

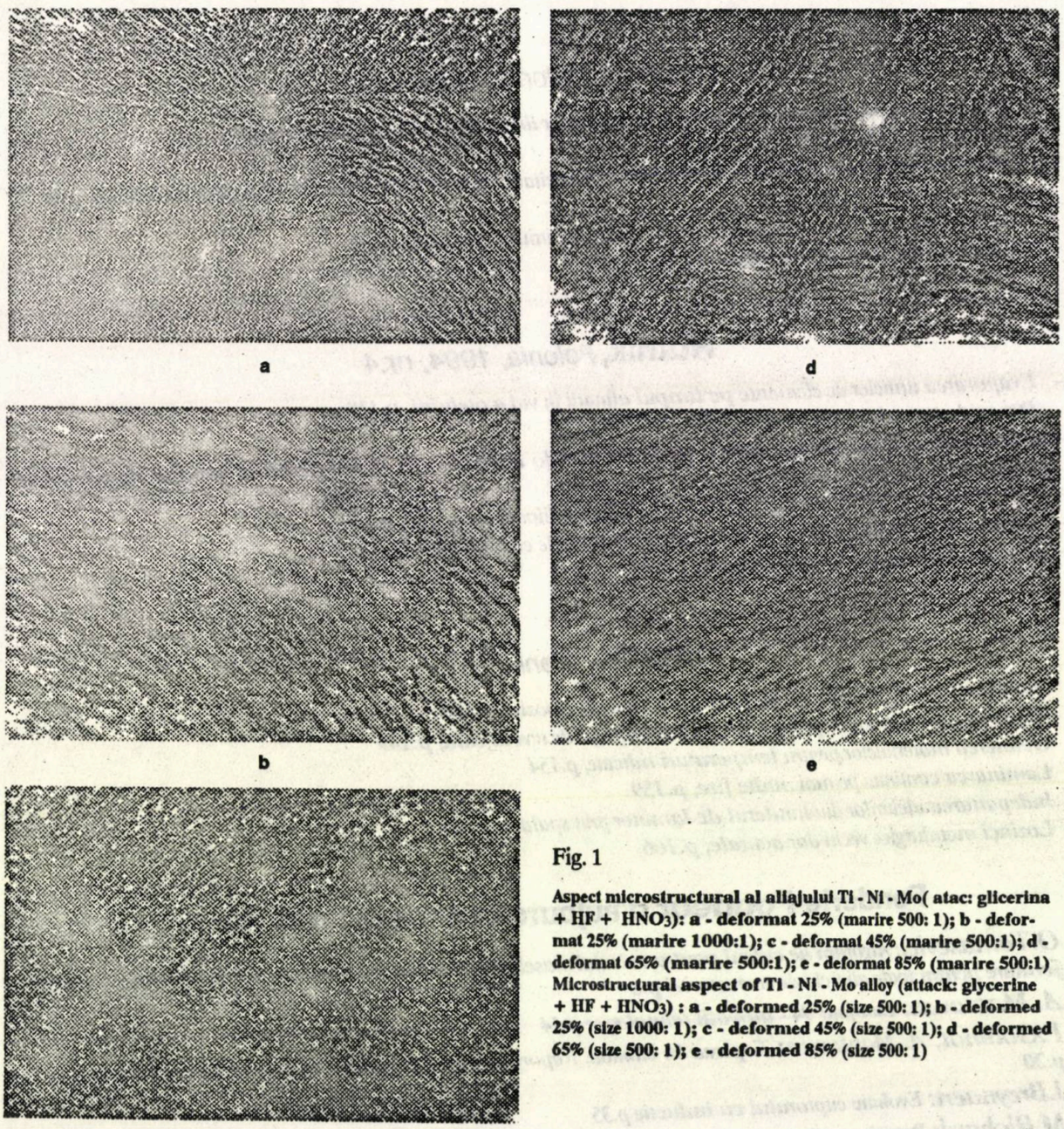


Fig. 1

Aspect microstructural al aliajului Ti - Ni - Mo(atac: glicerina + HF + HNO_3): a - deformat 25% (marire 500: 1); b - deformat 25% (marire 1000:1); c - deformat 45% (marire 500:1); d - deformat 65% (marire 500:1); e - deformat 85% (marire 500:1)
Microstructural aspect of Ti - Ni - Mo alloy (attack: glycerine + HF + HNO_3) : a - deformed 25% (size 500: 1); b - deformed 25% (size 1000: 1); c - deformed 45% (size 500: 1); d - deformed 65% (size 500: 1); e - deformed 85% (size 500: 1)

chimica si tehnica nucleara. Aliajele de titan contin, pe lânga titan, aluminiu, molibden, vanadiu, crom, nichel, mangan.

Titanul este un elemente chimic activ, în seria electrochimica ocupând un loc între beriliu si magneziu si ar trebui sa se corodeze puternic în medii electrolitice. Totusi, în prezenta oxigenului, pe suprafata metalului se formeaza o pelicula de oxid TiO_2, aderenta si protectoare. In multe medii agresive titanul manifesta o stabilitate la coroziune mai buna chiar decât otelul inoxidabil.

Titanul reactioneaza cu acidul fluorhidric, clorhidric, precum si cu cloruri si fluoruri ale metalelor alcaline.

Rezistenta la coroziune în diferite medii poate fi îmbunatatita prin alierea titanului cu alte metale.

În lucrarea de fata s-a urmarit stabilirea influentei deformarii plastice asupra comportarii la coroziune a unor aliaje de titan.

Prezentarea cercetarilor experimentale

Cercetarile au fost efectuate pe un aliaj ternar de titan tip Ti- Ni-Mo, cu 0,8% Ni, 0,5% Mo, care a fost deformat plastic cu diferite grade de deformare: 25, 45, 65, 85%.

Probele au fost supuse unui test de coroziune în H_2SO_4, la fierbere, timp de 9 h.

Înainte de testul de coroziune, suprafata probelor a fost pregatita în vederea punerii în evidenta a structurii metalografice prin: polisare mecanica pe hârtie abraziva, degresare în amestec de eter si alcool etilic, lustruire la postav în suspensie de alumina si spalare cu apa distilata.

Macroscopic, dupa testul de coroziune, s-a pus în evidenta o structura de graunti mai mult sau mai putin deformati, în functie de gradul de reducere.

Microstructurile acestor aliaje sunt bifazice $\alpha + \beta$, cu precipitari de compusi pe baza de TiNi, faza α apare de culoare deschisa, iar faza β de culoare închisa. In functie de gradul de deformare, se evidentiaza graunti mai putin deformati (fig.1,a), graunti alungiti (fig.1,b), sau aspect fibros al structurii (fig.1,c).

În urma testului de coroziune s-a constatat o comportare buna la coroziune, materialul încadrându-se în categoria aliajelor rezistente, neobservându-se nici forme de coroziune localizata.

REVISTA REVISTELOR

Material Science and Technology, *Anglia, 1994, nr.2*

- *Influenta adaosurilor de microaliere asupra grosimii carburilor din limitele de graunti ale otelurilor ferit-perlitice, p.89*
- *Transformarea austenitei în otelul maraging 18% Ni deformat la rece, p.97*
- *Recristalizarea secundara a doua superaliaje feritice ramforsate prin dispersie de oxizi: MA 956 si MG 957, p.102*
- *Cinetica transformarii metalelor feroase sudate, p.110*
- *Limitele de durata în serviciu determinate de oxidare, ale pieselor din aliaj baza fier, ramforsate prin dispersie de oxizi formatori de alumina, cu pereti subtiri, p.126*
- *Influenta proprietatilor la interfata asupra comportarii mecanice a compozitelor cu matrice metalica ramforsate cu particule, p.132*
- *Initierea si propagarea fisuri de hidrogen în monocristalul de fier pur, p.141*
- *Efectul formei laminatului si al frecarii pe suprafata asupra formarii texturii cubice, p.149*
- *Teorie modificata a aparitiei texturii de laminare în alama α, p. 155*
- *Efectul adaosurilor de Zn si Mg asupra proprietatilor aliajului baza Al-Li, p.182*

Metal Powder Report, *Anglia, 1994, nr.5*

- *Expozitia PM - 94 - supermarket tehnologic. HC Stark aniverseaza 50 ani de productie de pulberi de CO Koneage se adauga gamei de prese hibride Sae 94 Optimism auto-obiective noi pentru MP, p.16*
- *Influenta duratei si temperaturii de sinterizare asupra oboselii p.30*
- *Biele sinterizate - o iluzie, p.38*
- *Marcatorii de piese europeni fac lucru de calitate, p.48*
- *Automobilele electrice - pericol pentru MP, p.66*

ELABORAREA FEROSILICOMANGANULUI

Conf. dr. ing. Maria Nicolae - Universitatea "Politehnica" Bucuresti
Ing. Antoaneta Echim, ing. A.Gheorghe - S.C. "FEROM" S.A. Tulcea

C.Z.: 669.2/.8

Ferosilicomanganul este utilizat în siderurgie pentru dezoxidarea otelurilor si ca materie prima pentru elaborarea feromanganului afânat. Ferosilicomanganul contine 50-60% Mn si 14-20% Si sau 65- 75% Mn si 15-25% Si. Aceste feroaliaje se elaboreaza în cuptoare electrice continue din: minereuri de mangan cu continut ridicat de SiO_2 si scazut de fosfor; minereuri bogate de mangan (45-55% Mn si max. 2% Fe) si cuartita cu peste 96% SiO_2; zgura bogata în MnO si SiO_2, saraca în fosfor si fier si cu adaos de cuartita sau var. In toate cazurile se foloseste ca reducator cocsul metalurgic. Cele mai bune rezultate se obtin folosind minereuri bogate în mangan si minereuri artificiale (zguri rezultate la elaborarea feromanganului carburat prin procedeul fara fondant).

Analiza procesului de elaborare a silicomanganului s-a realizat în functie de natura materiilor prime utilizate, de proportia si compozitia chimica a acestora, de compozitia chimica a silicomanganului si a zgurii rezultate, de consumul specific de materii prime si energie electrica, de indicele de utilizare a cuptoarelor si de productivitatea acestora.

În vederea stabilirii modului în care caracteristicile zgurii rezultate influenteaza asupra: procesului de elaborare, calitatii silicomanganului, gradului de recuperare a manganului, cheltuielilor de fabricatie, s-au calculat indicele de bazicitate, raportul de repartitie a manganului si s-au trasat unele diagrame pentru cele doua cuptoare urmarite în decursul mai multor zile.

Cercetari experimentale

Experimentarile au fost efectuate pe cuptoarele 4 si 5 de la S.C. "FEROM" S.A. Tulcea, de 16,5 MVA. Ele au fost împartite în patru etape. In prima perioada, de 14 zile, încarcatura s-a compus din 50% minereu de Brazilia si 50% zgura manganoasa rezultata de la producerea feromanganului carburat; în perioada a doua, de 14 zile, 70% zgura manganoasa si 30% minereu de Brazilia; în perioada a treia, de 4 zile, 70% zgura manganoasa si 30% minereu de Brazilia si de Ghana, iar în perioada a patra, de 7 zile, 30% zgura manganoasa si 70% minereu de Brazilia si de Ghana.

Compozitiile chimice ale minereurilor, zgurii, cuartitei, varului si cocsului sunt prezentate în tabelul 1.

Tabelul 1

Compozitia chimica a materiilor prime
Chemical composition of raw materials

-%-

Materialul	Mn	C	P	SiO_2	Al_2O_3	CaO	MgO	Fe_2O_3	P_c
Minereu de Mn	47,7	-	0,15	2,2	4,3	-	-	15,86	5,9
Zgura cu Mn	29,71	-	-	29,21	8,72	13,2	0,39	5,2	-
Cuartita	-	-	-	97,5	0,5	0,7	-	0,8	-
Var	-	-	-	1	0,5	82	1	0,5	0,15
Cocs (11% cenusa)	-	84,05	-	38,07	21,16	5,88	1,44	19,55	16,7

Valorile medii ale analizelor chimice pentru ferosilicomangan si zgura rezultata de la cele doua cuptoare sunt prezentate în tabelul 2. Tot în acest tabel se gasesc si valorile medii pentru indicele de bazicitate calculat cu relatia $\frac{CaO + MgO}{SiO_2}$. Se poate constata ca nu exista diferente esentiale între cele doua cuptoare.

Temperaturile de lucru în tot timpul experimentarilor au fost mentinute pe cât posibil constante si s-au încadrat între 1150- 1320^{0}C (etapa I) si 1270-

Tabelul 2

Valorile medii ale analizelor chimice
Medium values of chemical analysis

-%-

Perioada	Cuptorul	FeSiMn		Zgura								
		Si	Mn	SiO_2	Fe_2O_3	Al_2O_3	CaO	MgO	MnO	i_B	(Mn)	(Mn)/[Mn]
I	4	17,85	63,31	46,43	0,63	12,35	16,70	0,61	13,65	0,37	10,57	0,167
	5	17,55	63,65	45,24	0,54	13,03	17,27	0,50	10,15	0,39	7,15	0,112
II	4	17,94	62,92	43,80	0,67	11,38	24,89	0,71	6,63	0,58	5,13	0,081
	5	17,45	63,20	43,57	0,54	13,57	21,05	0,46	9,88	0,47	7,65	0,121
III	4	17,24	65,25	44,80	0,78	14,57	22,29	0,47	10,46	0,52	8,10	0,124
	5	18,87	65,54	44,20	0,52	10,76	22,57	0,43	8,78	0,50	6,60	0,104
IV	4	16,78	65,98	46,10	0,70	10,50	18,33	0,34	13,66	0,44	10,58	0,160
	5	16,78	65,98	45,33	0,61	10,60	19,44	0,51	12,78	0,43	9,90	0,150

1350^0C (etapa a IV-a) pentru ferosilicomangan si $1300\text{-}1470^0$C (etapa I) si $1310\text{-}1420^0$C (etapa a IV-a) pentru zgura.

Pierderile de mangan în zgura au variat între 7,0 si 16%, cele mai mari corespunzând perioadei a patra, iar cele mai mici etapei a doua. Pierderile prin vaporizarea manganului au ajuns la valori de 10-20% pentru etapa I si respectiv a IV-a. Cele mai mici pierderi prin vaporizare s-au înregistrat în etapa a II-a (10%).

Recuperarea manganului din încarcatura a variat între 70 si 80- 88%, cele mai mari valori obtinându-se în etapele II si III, iar cele mai mici în etapele I si IV.

Productivitatea cuptoarelor a variat între 10-11 si 16 t/zi, iar cele mai mari valori s-au obtinut în cadrul etapei a II-a.

Indicele de utilizare a cuptoarelor, i_u (%), a variat între 90 si 95%. Cele mai mari valori corespund etapei a II-a.

Analiza rezultatelor obtinute

În figura 1 este prezentata corelatia dintre indicele de bazicitate si continutul de mangan din zgura. Analizând diagrama se poate observa ca, în toate cazurile, cresterea indicelui de bazicitate conduce la micsorarea continutului de mangan în zgura, adica la micsorarea pierderilor de mangan si deci la cresterea gradului de recuperare a manganului. Aceasta se poate explica usor prin faptul ca adaosul de var contribuie la înlocuirea (MnO) din silicati cu (CaO), care pus în libertate se poate reduce mai usor. Totusi la o examinare mai atenta a fiecarei perioade în parte se constata unele particularitati care permit concluzii legate si de modul de compunere a încarcaturii. Astfel, urmarind valorile indicelui de bazicitate si pe cele ale continutului de mangan în zgura (Mn), pe fiecare etapa si cuptor (tab.2 si 3) s-a constatat ca:

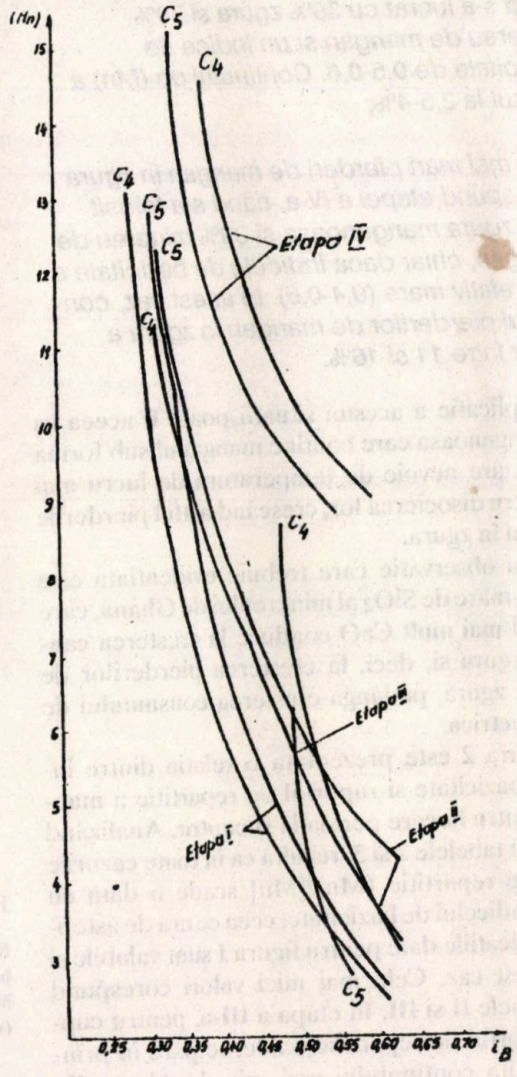


Fig. 1

Variatia continutului de mangan în zgura în functie de indicele de bazicitate
The variation of mangan content in slag function the basicity index (value)

Tabelul 3

Caracteristicile zgurii de la ferosilicomangan
Slag characteristics from manganese ferrosilicon

Perioada	Cuptorul	i_B	(Mn)/[Mn]	(Mn), %	$q_{en.el}$
I	4	0,25 - 0,5	0,07 - 0,22	13,0 - 2,5	7,77
	5	0,30 - 0,55	0,08 - 0,20	12,9 - 2,4	7,46
II	4	0,30 - 0,63	0,05 - 0,15	12,5 - 3,5	6,54
	5	0,35 - 0,63	0,078 - 0,20	12,5 - 4,0	6,22
III	4	0,50 - 0,63	0,085 - 0,17	11,0 - 5,2	5,74
	5	0,50 - 0,55	0,08 - 0,14	8,5 - 4,8	6,84
IV	4	0,40 - 0,60	0,135 - 0,21	14,5 - 9,0	6,51
	5	0,35 - 0,60	0,16 - 0,23	15,5 - 9,0	7,36

¤ *cele mai bune rezultate s-au obtinut atunci când s-a lucrat cu 30% zgura si 70% minereu de mangan si un indice de bazicitate de 0,5-0,6. Continutul de (Mn) a scazut la 2,5-4%;*

¤ *cele mai mari pierderi de mangan în zgura corespund etapei a IV-a, când s-a folosit 70% zgura manganoasa si 30% minereu de mangan, chiar daca indicele de bazicitate a fost relativ mare (0,4-0,5). În acest caz, continutul pierderilor de mangan în zgura a variat între 11 si 16%.*

O explicatie a acestei situatii poate fi aceea ca zgura manganoasa care contine manganul sub forma de silicati are nevoie de temperatura de lucru mai mare pentru disocierea lor, crescând astfel pierderile de mangan în zgura.

O alta observatie care trebuie evidentiata este continutul mare de SiO_2 al minereului de Ghana, care necesitând mai mult CaO conduce la cresterea cantitatii de zgura si, deci, la cresterea pierderilor de mangan în zgura, pe lânga cresterea consumului de energie electrica.

În figura 2 este prezentata corelatia dintre indicele de bazicitate si raportul de repartitie a manganului pentru fiecare perioada si cuptor. Analizând diagrama si tabelele 2 si 3, rezulta ca în toate cazurile raportul de repartitie (Mn)/[Mn] scade o data cu cresterea indicelui de bazicitate, ceea ce era de asteptat, iar explicatiile date pentru figura 1 sunt valabile si pentru acest caz. Cele mai mici valori corespund pentru etapele II si III. In etapa a III-a, pentru cuptorul 5 raportul de repartitie scade, se pare în principal datorita continutului mai mic de Al_2O_3 din zgura. Cele mai mari valori ale raportului de repartitie corespund etapei a IV-a.

În figura 3 este prezentata corelatia dintre indicele de bazicitate al zgurii si consumul specific de

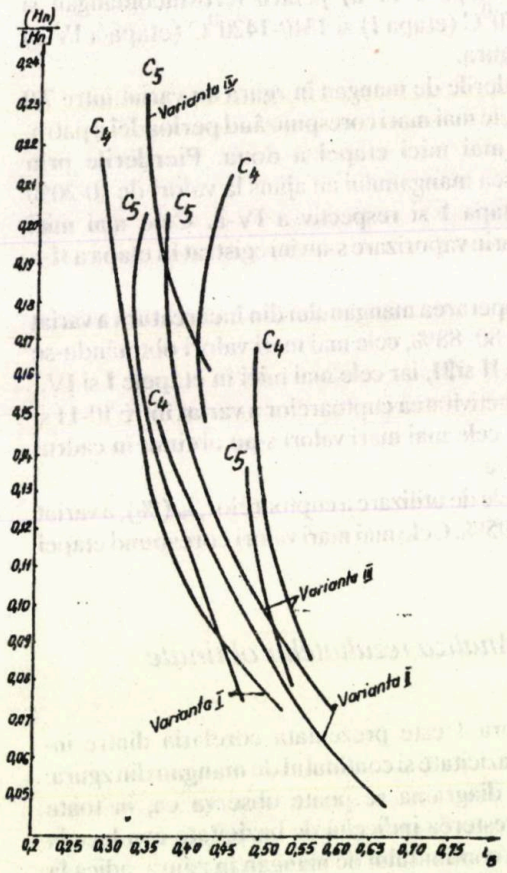


Fig. 2

Raportul de repartitie a manganului în functie de indicele de bazicitate
Manganese distribution ratio function the basicity index (value)

energie electrica, pe etape. Din analiza rezultatelor obtinute se poate constata ca cele mai mici consumuri specifice de energie electrica se înregistreaza pentru etapele II si III si ele corespund unui indice de bazicitate de 0,5-0,53. Cele mai mari valori s-au ob-

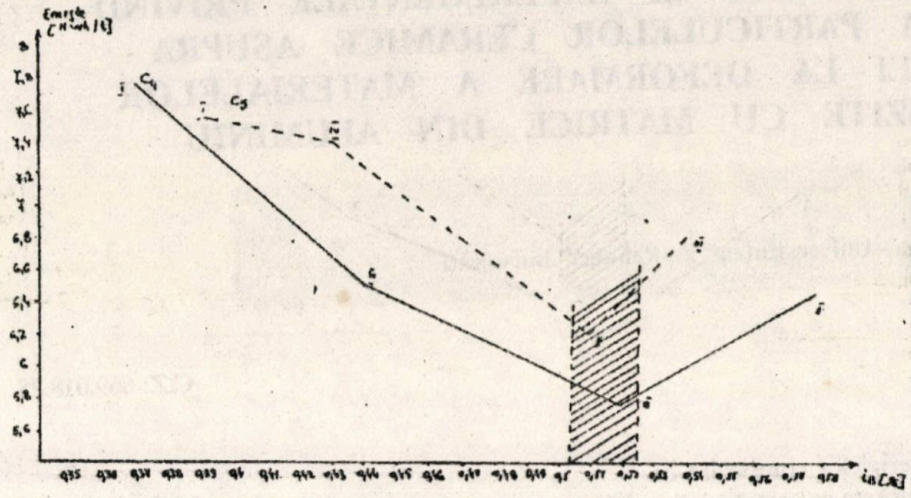


Fig. 3

Diagrama consumului specific de energie în functie de bazicitate pe toate etapele
Electric energy specific consumption function the basicity index (value)

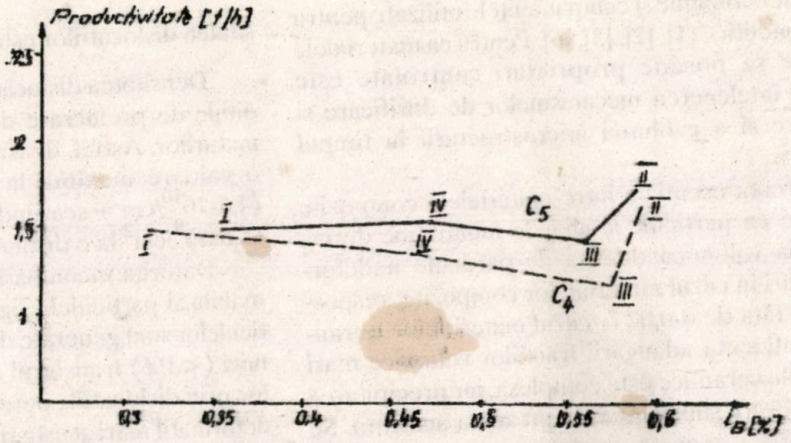


Fig. 4

Productivitatea cuptoarelor în functie de indicele de bazicitate
Furnaces productivity function the basicity index (value)

tinut pentru etapa I, când indicele mediu de bazicitate a fost sub 0,4.

În figura 4 este prezentata variatia productivitatii cuptoarelor în functie de indicele de bazicitate pentru etapele de lucru studiate. Rezultatele obtinute releva ca productivitatea variaza în limite destul de largi, 10-12 t/zi în etapele I si IV si 16 t/zi în perioada a II-a. Trebuie remarcat faptul ca totusi, la aproximativ acelasi indice de bazicitate înregistrat în perioadele II si III, productivitatea a variat destul de mult, de unde si concluzia ca productivitatea depinde mai mult de alti factori decât de indicele de bazicitate.

De altfel, trebuie subliniat faptul ca în aceasta lucrare au fost analizati doar o parte din parametrii care caracterizeaza procesul de elaborare a ferosilicomanganului.

În concluzie, fabricarea ferosilicomanganului din minereu bogat în mangan si zgura manganoasa rezultata de la elaborarea feromanganului carburat este avantajoasa daca proportia de zgura nu depaseste 30% si daca indicele de bazicitate al zgurii rezultate este cuprins între 0,5 si 0,6.

Daca minereul de mangan contine mai mult SiO_2 (cazul minereului de Ghana) sunt obligatorii introducerea calcarului ca fondant si micsorarea proportionala a cantitatii de cuartita utilizata în cazul minereului de Brazilia. În acest caz, creste consumul specific de energie electrica.

Compozitia chimica optima a zgurii rezultate la elaborarea ferosilicomanganului dupa acest procedeu este: 5-10% MnO, 40-45% SiO_2, 20-25% CaO si 2% MgO. In acest caz se estimeaza ca randamentul global de extractie a manganului creste la 84%, în timp ce consumul specific de energie electrica se micsoreaza cu 500-600 kwh/t.

BIBLIOGRAFIE

[1] **Progvsnik, A.I.**: *Tehnologia de elaborare a SiMn*. Metall i koksohimiia ,U.R.S.S., 1986, nr.90, p.61

[2] **Aleksandrov, A.P.**: *Tehnologia de elaborare a SiMn*. Metalurghiia, nr.12, 1986, p.8

[3] **Bourgeois, M.**: *Aliaje de mangan cu carbon scazut: silicomangan si feromangan*. Revue de Metalurgie, Franta, nr.5, 1979

[4] **Nicolae, M.** s.a.: *Cercetari privind caracteristicile fizico- chimice ale zgurilor de la elaborarea feroaliajelor cu mangan*. Metalurgia ,România, nr.3, 1992, p.17

[5] **Nicolae ,M.** s.a.: *Posibilitati de crestere a gradului de recuperare a manganului la elaborarea feroaliajelor cu mangan*. Cercetari metalurgice si noi materiale, Bucuresti, vol.I, 1993

ASPECTE TEORETICE SI EXPERIMENTALE PRIVIND INFLUENTA PARTICULELOR CERAMICE ASUPRA REZISTENTEI LA DEFORMARE A MATERIALELOR COMPOZITE CU MATRICE DIN ALUMINIU

As. univ. ing. Irina Severin
Prof. univ. dr. ing. Gh. Zgura - Universitatea "Politehnica" Bucuresti

C.Z: 669.018.25

Un avantaj major al materialelor compozite cu matrice metalica (MMCs) ranfosate cu armaturi discontinui este posibilitatea prelucrarii termomecanice folosind tehnologiile si echipamentele utilizate pentru aliaje monolitice [1], [2], [3], [6]. Pentru ca materialele rezultate sa posede proprietati controlate este necesara întelegerea mecanismelor de durificare si deformare si a evolutiei microstructurii în timpul prelucrarii.

Diferenta esentiala între materialele compozite ranforsate cu particule si aliajele monolitice deriva din fractia volumica diferita de particule nedeformabile mari în cazul materialelor compozite, respectiv 0,1-0,2 fata de 0-0,02 în cazul materialelor neranforsate. Influenta adaugarii fractiilor volumice mari de particule ceramice este complexa, iar precipitarea este modificata substantial de prezenta acestora. Se presupune ca aceasta se datoreaza indirect dislocatiilor si tensiunilor interne generate de contractiile termice diferite ale celor doua faze (coeficientul de dilatare termica al aluminiului este de ≅ 5 ori mai mare decât la SiC). De aceea, modul de deformare si microstructurile recristalizate sunt dificil de interpretat pornind de la comparatia directa a materialelor compozite cu materialele neranforsate.

Literatura de specialitate, ce concretizeaza preocuparile intense ale cercetatorilor în acest domeniu, nu clarifica problema, semnalarile fiind doar ipoteze confirmate experimental într-o masura diferita.

Principalele caracteristici microstructurale ale MMCs sunt: particule ceramice în interiorul si la limita grauntilor, limite între graunti, sublimite, precipitate, dislocatii. Majoritatea particulelor ceramice se distribuie la limitele grauntilor. In functie de modul de prelucrare, particulele pot fi aglomerate, iar structura poate prezenta pori sau produse de reactie. Considerând particulele cubice cu latura L, având fractia volumica V_f, deformatia liniara ε pe particula este $\delta\alpha.\delta T$, unde $\delta\alpha$ reprezinta diferenta coeficientilor de dilatare termica a fazelor, iar δT - semnbul de temperatura. Presupunând ca toata diferenta duce la generarea unei dislocatii, atunci când deformatia depaseste vectorul Burgers b, lungimea totala a dislocatiei generate pe particule este: $\frac{12\varepsilon L^2}{b}$, iar densitatea dislocatiilor este: $\frac{12V_f\varepsilon}{bL} = \frac{12V_f\,\delta\,\alpha\,\delta\,T}{bL}$.

Densitatea dislocatiilor variaza în functie de conditiile de prelucrare dar si în raport cu pozitia armaturilor. Astfel, densitatea medie a dislocatiilor are o valoare maxima la interfata particule-matrice ($4{,}6\times10^{10}/cm^2$) scazând prin deplasarea în matrice ($5{,}6\times10^{9}/cm^2$ la o distanta de 50×10^{3} nm de interfata).

Datorita incompatibilitatii între matricea deformabila si particulele rigide, mari, în apropierea particulelor sunt generate dislocatii. La deformatii foarte mici (<1%) transferul de sarcina spre particule are loc prin dislocatiile nerelaxate (bucle Orowan), iar la deformatii mari aceste structuri se relaxeaza formând retele care depind de forma si dimensiunile particulelor [7].

Pentru particulele cu dimensiunile întâlnite în MMCs, relaxarea plastica duce la formarea unei zone în apropierea particulei, rotita în raport cu matricea, numita *zona de deformare* (fig.1). Relaxarea plastica este mai dificila în cazul particulelor alungite si whisker-urilor, când tensiuni elastice nerelaxate mari determina un efect de durificare fibroasa în aceste materiale.

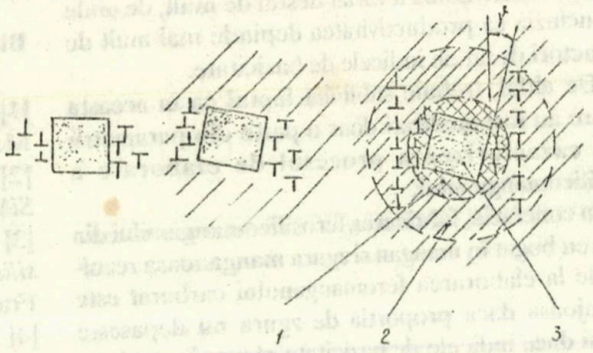


Fig. 1

Diagrama relaxarii plastice a MMCs asociata particulelor ceramice: 1 - zona rotita; 2 - zona distorsionata; 3 - particula ceramica

Plastic relaxation diagram of MMCs associated with ceramic particles

Dislocatiile marginale interactioneaza cu particulele rezultând bucle Orowan. La deformatii mici, datorita eforturilor mari la interfata sunt generate dislocatii secundare, iar relaxarea plastica a tensiunilor determina rotirea particulelor cu un unghi γ ce depinde de efortul de forfecare. Daca deformarea continua, dislocatiile sunt împiedicate sa se propage datorita eforturilor remanente nerelaxate si retelei de dislocatii secundare. Daca dislocatiile nu pot aluneca pâna la particule, acestea si stratul impenetrabil de matrice din jurul lor actioneaza ca obstacole rigide care se vor roti în timpul deformarii si genera dislocatii secundare. Zona rotita se restrânge în jurul particulei în timpul deformarii. Rotirea materialului este maxima în zona adiacenta particulei, scazând spre marginile zonei.

Alunecarea actioneaza progresiv asupra particulei, astfel încât se formeaza noi regiuni rotite sau cele rotite anterior sunt rotite în continuare. O data cu formarea zonelor de deformare, particulele mari perturba alunecarea matricei, ducând la o *distorsiune lenticulara* a planelor de alunecare si structurii din jurul particulelor (fig.2). Diagrama din figura corespunde unei fractii volumice mari de particule

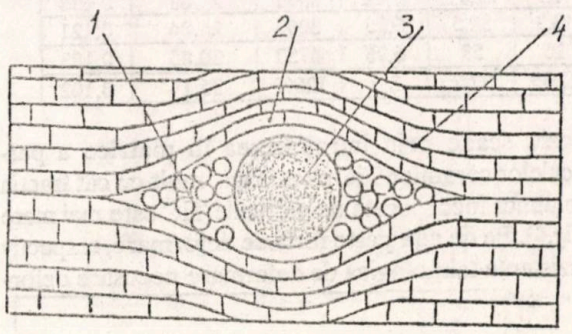


Fig. 2

Generarea zonei de deformare si a distorsiunii lenticulare în matrice, datorata particulelor ceramice
Deformation zone generation and lenticular distortion in the matrix due to ceramic particles

sferice, forma particulei influentând structura. O data cu cresterea fractiei volumice de particule, distanta dintre ele devine comparabila cu diametrul lor si interactiunile dintre structurile deformate apropiate particulei devin importante.

Zonele de deformare si perturbarea alunecarii au influenta asupra texturii compozitului, tinzând sa o slabeasca fata de aliajele neranforsate.

Tehnica experimentala

Material: matrice aliaj aluminiu 6063 (0,75% Mg, 0,4% Si, rest Al); armaturi particule TiC dimensiune 2-3 μm; fractie volumica 0, 5, 10%.

Obtinerea materialului

Particulele TiC sunt dispersate în topitura aliajului matricei, care are o temperatura de 720^{0}C. În conul creat în topitura agitata cu un agitator mecanic cu palete din grafit, ce se roteste cu o turatie de 650-700 rot./min, sunt varsate particulele de TiC neacoperite. Elaborarea are loc în atmosfera de argon.

Suspensia compozita este turnata apoi în cochila din fonta rezultând semifabricate turnate cu dimensiunile ϕ 11x100 mm.

Încercarea la tractiune

Semifabricatele au fost prelucrate prin aschiere sub forma epruvetelor de tractiune ASTM având configuratia din figura 3 si au fost încercate la tractiune

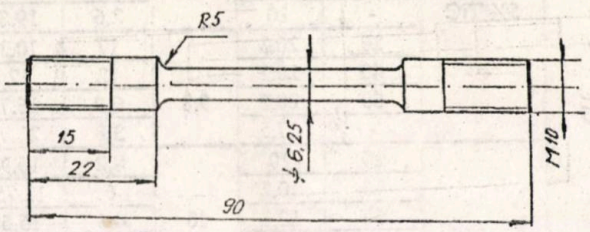


Fig. 3

Geometria epruvetei de tractiune
The geometry of the traction piece

la temperatura ambianta folosind masina de încercat MTS-100kN, vitezele de deformare V_{Ie} = 500 N/mm^2.min, V_{IIp} = 0,35 mm/mm.min.

Încercarea la compresiune

Semifabricatele turnate s-au prelucrat prin aschiere la dimensiunile ϕ 10x10 (mm) si ϕ 10x20 (mm), iar suprafetele plane se polizeaza si nu se ung.

Epruvetele sunt supuse la compresiune între bacurile unei prese hidraulice cu actiune verticala ce dezvolta forta maxima de 60 tf. Epruvetele având coeficientul de forma Ho/do = 1, respectiv 2, sunt refulate cu grade de reducere de 20, 40 si 60%. Se masoara forta necesara deformarii si butoierea. Se examineaza fisurile ce apar pe suprafata cilindrica a epruvetelor supuse la compresiune.

Pentru aprecierea rezistentei la deformare a materialului compozit ranforsat cu fractii volumice diferite de particule TiC, se supun la compresiune epruvete înregistrând valorile fortei si ale cursei bacului superior la intervale egale de timp, 15s, pâna la atingerea fortei de 12 tf.

Rezultate si comentarii

Rezultatele încercarii la tractiune arata o crestere a limitei de curgere si a rezistentei la rupere, însotita de scaderea severa a alungirii, o data cu cresterea fractiei volumice de particule. Aceasta ob-

Tabelul 1

Rezultatele încercarii la compresiune
Compression testing results

Material	ε prop. %	H_0 mm	D_0 mm	H_1 mm	D_{min} mm	D_{max} mm	ε_{real} %	δ %	F Kgf	R_{teh} Kgf/mm²	f -
0% TiC	20	10,4	10	8,2	11	11,4	21	3,5	1350	14,2	0,182
	40	10,2		6	12,8	13,4	41	4,5	1950	15,15	0,211
	60	10,3		4,3	15,25	16	58	4,68	3200	17,52	0,193
	-	10,2		2,4	21	21,6	76	2,77	12000	34,64	0,101
	20	20,3	10,1	16,4	11	11,6	19,2	5,2	1100	11,57	0,105
	40	20,4		12,6	12,1	13,3	38,2	9,02	1650	14,35	0,167
	60	20,2		8,3	14,5	16	59	9,37	3000	18,16	0,154
	-	20,4		3,4	24,6	25,15	83,3	2,18	12000	25,24	0,027
5% TiC	20	10,3	9,8	8,3	10,65	11	19,4	3,2	1600	17,96	0,165
	40	10,3		6	12,55	13,1	41,7	4,2	2500	20,21	0,186
	60	10,5		4,5	14,85	15,45	57,1	3,88	5200	27,73	0,149
	-	10		2,6	19,8	20,2	74	1,96	12000	37,44	0,071
	20	20,3	9,8	17	10,3	10,8	16,2	4,6	1300	15,6	0,09
	40	20,2		12	12	13,2	40,6	9	2200	19,45	0,159
	60	20,5		6,9	16,7	17,9	66,3	6,7	4400	20,09	0,094
	-	17,5		3,8	21,9	22,25	78,3	1,57	12000	31,85	0,024
10% TiC	20	10	10	8,2	10,9	11,2	18	2,75	2050	22,37	0,153
	40	10,2		6	12,75	13,3	41,2	4,13	3100	24,28	0,192
	60	10,1		4,1	15,5	16	59,4	3,12	5500	29,15	0,128
	-	10		2,7	19,2	19,5	73	1,56	12000	42,32	0,058
	20	17,5	10	13,7	10,9	11,5	21,71	1,2	1950	21,68	0,106
	40	20,5		12,4	12,4	13,3	39,5	6,95	3000	24,84	0,121
	60	20,5		8,4	14,9	16	59	6,76	4750	30,85	0,103
	-	17,5		3,9	21,46	22,35	77,7	3,9	12000	35,14	0,102

servatie este în concordanta cu alte semnalari bibliografice [9], [12].

Rezultatele încercarii la compresiune cu viteza de deformare absoluta constanta sunt prezentate în tabelul 1, în care:

ε reprezinta gradul relativ de deformare [%] $\varepsilon = (H_0-H_1)/H_1$

H_0 - înaltimea epruvetei înainte de deformare [mm]

H_1 - înaltimea epruvetei dupa deformare [mm]

D_0 - diametrul epruvetei înainte de deformare [mm]

$D_{min,max}$ - diametrele minim si maxim ale epruvetei dupa deformare [mm]

F - forta de deformare [kgf]

R_{teh} - rezistenta la deformare tehnologica, incluzând rezistente pasive pe care le creeaza suplimentar procesul tehnologic $R_{teh} = F/S$; S - aria suprafetei pe care actioneaza F

δ - deformatia relativa transversala (butoierea) [%]

$\delta = (D_{max}-D_{min})/D_{max}$

f - coeficientul de frecare la deformarea prin refulare calculat cu ajutorul relatiei propuse de Gubkin:

$$f = \frac{6,25(\delta + 2\delta^2)D_0^{1,5}}{(1+\varepsilon)H_0^{1,5}}$$

Analizând aceste rezultate se observa ca ε_{real}, gradul de deformare maxim admis de materialul compozit, scade prin introducerea în matrice a particulelor ceramice TiC cu atât mai mult cu cât fractia volumica încorporata de particule TiC este mai mare (fig.4). Pe de alta parte forta de deformare, respectiv rezistenta tehnologica de deformare necesare deformarii plastice prin refulare cu acelasi grade relative de deformare cresc fata de valorile corespunzatoare matricei neranforsate pe masura ce fractia volumica de particule încorporata creste. Aceste doua aspecte duc la concluzia ca rezistenta de deformare a compozitului este mai mare decât rezistenta corespunzatoare matricei neranforsate.

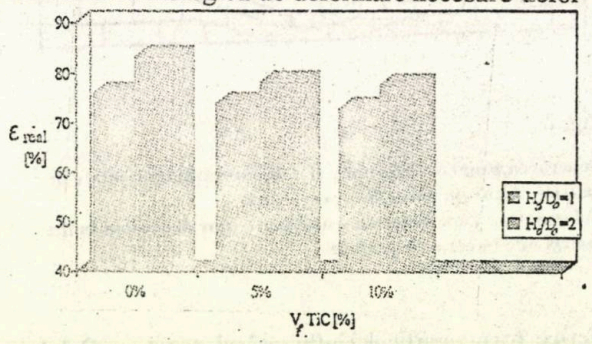


Fig. 4

Gradul de deformare relativ (ε) în functie de fractia volumica de particule TiC (V_f)
Relativ deformation degree (ε) function the TiC particles volumic fraction (V_f)

Tabelul 2

Forta F (kgf) si deformatia longitudinala s (mm) masurate la intervale de 15 s
The force F (kgf) and the longitudinal deformation s (mm) measured at 15 seconds periods

Material	ε_{max} %										
0% TiC	76	F	0	700	1200	1650	2400	5000	10000	12000	
		S	0	1	2	4	5,5	7	8	8	
	83,3	F	0	700	1150	2200	9000	12000			
		S	0	1,5	3	11,5	17	17,5			
5% TiC	74	F	0	700	1500	2000	2500	3200	5500	10500	12000
		S	0	0,7	2	2,8	4	5	6,5	7,5	7,5
	78,3	F	0	900	1300	1700	2200	2600	7000	12000	
		S	0	1,3	2	2,5	4	6	14	15	
10% TiC	73	F	0	500	1000	1800	3000	5000	8000	12000	
		S	0	0,5	0,8	1	4	6	6,7	7	
	77,7	F	0	450	1400	1850	2250	3400	7000	12000	
		S	0	0,5	1	2	4	9	13	14	

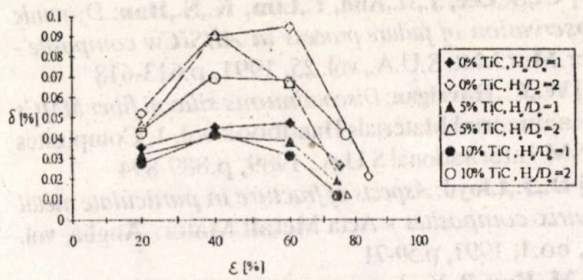


Fig. 5

Butoierea (δ) în functie de gradul de deformare relativ (ε)
Barelling (δ) function the relativ deformation degree (ε)

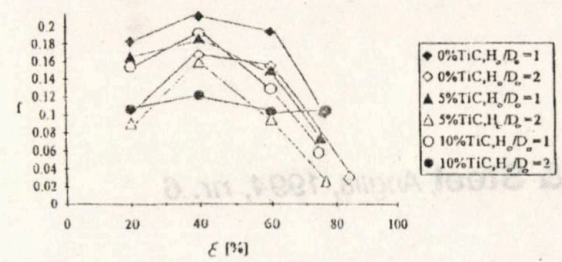


Fig. 6

Coeficientul de frecare (f) în functie de gradul de deformare relativ (ε)
The friction coefficient function the relativ deformation degree (ε)

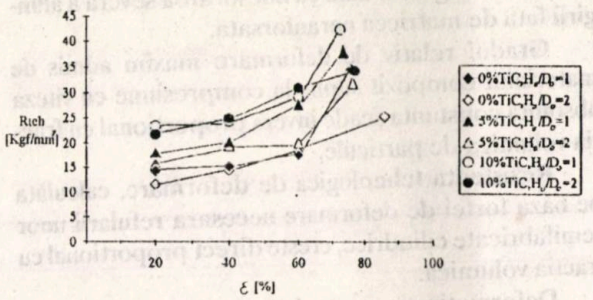


Fig. 7

Dependenta rezistentei la deformare (R_{teh}) de gradul de deformare relativ (ε)
Deformation resistance (R_{teh}) dependence on the relativ deformation degree (ε)

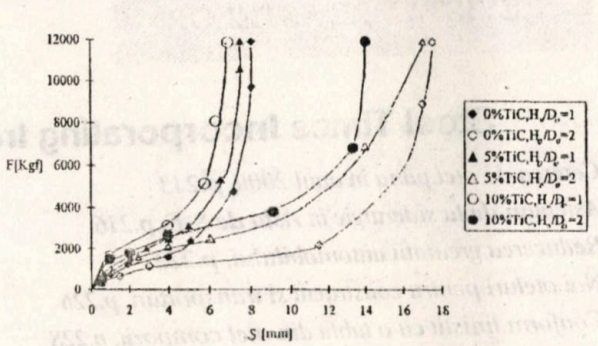


Fig. 8

Forta de deformare (F) în functie de deplasarea bacului superior (s)
Deformation force (F)function the movement of the upper jaw (s)

Explicatia acestui aspect deriva din îngreunarea curgerii matricei de catre particulele ceramice, care distorsioneaza planele de alunecare si constituie obstacole în calea deplasarii dislocatiilor. Mai mult, colturile si muchiile particulelor reprezinta centrii concentratori de tensiuni, surse generatoare de dislocatii si initiatori de microfisuri.

Deformatia transversala a epruvetelor comprimate cu aceleasi grade relative de deformare scade putin o data cu cresterea fractiei volumice si implicit scade coeficientul de frecare, observatie ce concorda cu alte referinte bibliografice [9]. Scaderea coeficientului de frecare nu este semnificativa întrucât acesta depinde de dimensiunea particulelor, care în cazul studiat este mica, astfel încât matricea preia cea mai mare parte a fortelor de frecare. Scaderea componentei datorita frecarii, cuplata cu cresterea rezistentei tehnologice la deformare, duce la întarirea afirmatiei ca prezenta particulelor ceramice mareste rezistenta la deformare a materialului compozit.

Din variatia fortei de deformare si a deformatiei

longitudinale rezulta o ecruisare accelerata si mai puternica a compozitului fata de matricea neranforsata.

Observatiile de mai sus sunt valabile pentru ambii coeficienti de forma H_0/D_0 ai epruvetelor supuse la compresiune. Pentru aceeasi fractie volumica rezulta valori ale fortei mai mici si ale deformatiei relative transversale mai mari (la acelasi grad relativ de deformare) în cazul $H_0/D_0 = 2$ fata de $H_0/D_0 = 1$.

Fisurile ce apar pe suprafata laterala a epruvetelor supuse la compresiune sunt înclinate fata de directia de deformare sau sunt perpendiculare pe aceasta.

Concluzii

Prezenta particulelor ceramice în matricea de aluminiu mareste valorile rezistentei la rupere si ale limitei de curgere o data cu micsorarea severa a alungirii fata de matricea neranforsata.

Gradul relativ de deformare maxim admis de materialul compozit supus la compresiune cu viteza absoluta constanta scade invers proportional cu fractia volumica de particule.

Rezistenta tehnologica de deformare, calculata pe baza fortei de deformare necesara refularii unor semifabricate cilindrice, creste direct proportional cu fractia volumica.

Deformatia transversala a epruvetei supuse la compresiune scade cu fractia volumica si o data cu aceasta scade si componenta datorata fortei de frecare a rezistentei la deformare.

Compozitul prezinta ecruisare accelerata si mai puternica decât a matricei.

BIBLIOGRAFIE

[1] **G.,S.,Hanumanth, G.,A.,Irons**: *Particle incorporation by melt stirring for the production of metal matrix composites* - J.Mat.Sci. S.U.A., 28/1993, p.2459-2465

[2] **F.,J.,Humphreys**: *The thermomechanical processing of Al/SiC particulate composites* - Mat.Sci.Eng. S.U.A., A135, 1991, p.267-273

[3] **F.,J.,Humphreys, W.,S.,Miller, M.,R.,Dzajeb**: *Microstructural development during thermomechanical processing of particulate metal matrix composites* - Mat.Sci.Tech.vol. S.U.A., 6,11/1990, p.1157- 1166

[4] **I.,A.,Ibrahim, E.,J.,Lavernia, F.,A.,Mohamed**: *Particulate reinforced metal matrix composites - a review* - Mat.Sci.Eng. S.U.A., 24/1991, p.1137-1156

[5] **C.,S.,Lee, J.,H.,Kim, T.,Lim, K.,S.,Han**: *Dynamic observation of failure process in Al/SiCw composite* - Scr.Met.Mat. S.U.A., vol. 25, 1991, p.613-618

[6] **W.,C.,Harrigan**: *Discontinuous silicon fiber MMCs* - Engineered Materials Handbook vol. 1, Composites ASM International S.U.A., 1989, p.889-894

[7] **D.,J.,Lloyd**: *Aspects of fracture in particulate metal matrix composites* - Acta Metall.Mater. Anglia, vol. 39, no.1, 1991, p.59-71

[8] **M.,Roy, B.,Venkataraman**: *The effect of particulate reinforcement on the sliding wear behaviour of aluminium matrix composites* - Met.Trans. U.S.A., 23A, 10/1992, p.2833-2846

REVISTA REVISTELOR

Steel Times Incorporating Iron & Steel, *Anglia, 1994, nr. 6*

- *Cererea de otel pâna în anul 2000, p.213*
- *Asteptari de la siderurgie în Asia de S-E, p.216*
- *Reducerea greutatii automobilului, p.222*
- *Noi oteluri pentru constructii si transporturi, p.226*
- *Conform linistit cu o tabla din otel compozit, p.228*
- *Cercetari asupra turnarii directe a benzii de otel, p.229*
- *Competitivitatea prin personal, p. 242*
- *Instruirea cu PC-ul la Ranterunici, p.230*
- *Economisirea de energie cu oamenii, p.234*
- *Instruirea si consultanta la locul de munca, p.235*
- *Perfectionarea scolarizarii la British Steel, p..241*
- *Competitivitatea prin personal, p. 242*
- *Instruirea cu un tel comun, p.244*
- *UES Steels - investitia în oameni, p.246*
- *Testamentul siderurgiei din Urali, p.250*
- *Realizari în tehnologia turnarii, p.252*
- *Instalatii si echipamente, p.255*

TURNAREA CENTRIFUGA A FONTELOR ALBE DE TIP Ni - HARD I REZISTENTE LA UZARE

Prof. univ. dr. ing. Iulian Riposan
Conf. dr. ing. Mihai Chisamera - Universitatea Politehnica Bucuresti
Ing. N. Iancau, ing. I. Duma - S.C. Metalurgica S.A. Aiud

C. Z.: 621.74

Caracteristici de baza ale fontei de tip Ni - Hard I

Aceasta fonta se încadreaza în clasa fontelor albe martensitoaustenitice aliate nichel - crom, la raportul de baza 4 Ni/2 Cr [1]-[3] (tab. 1).

Influenta complexa a compozitiei chimice este controlata prin intermediul carbonului echivalent (CE) definit prin relatia:

$$CE = C + 0{,}3\,Si - 0{,}03\,Mn + 0{,}07\,Ni + 0{,}05\,Cr$$

Din acest punct de vedere, este o fonta hipoeutectica, cunoscut fiind faptul ca marirea continutului de carbon determina marirea proportiei de carburi si, ca atare, duritatea si rezistenta la uzare abraziva, dar si micsorarea rezistentei la soc mecanic, îndeosebi la dimensiuni ridicate si forma aciculara a carburilor.

Structura specifica acestor fonte contine:

- *masa metalica aciculara, tipic martensitica, alaturi de care mai apare frecvent si bainita;*
- *carburi de tipul $(Fe, Cr)_3C$ si ledeburita;*
- *austenita reziduala (principala problema a acestor fonte). Micsorarea proportiei de austenita reziduala si deci cresterea cantitatii de martensita constituie principala masura în vederea cresterii duritatii, la care se mai adauga marirea gradului de aliere a masei metalice de baza (Ni, Cr, Mo) si a carburilor (Cr,Mo).*

În acelasi sens, al cresterii duritatii, actioneaza si marirea vitezei de racire, motiv pentru care piesele turnate în forme metalice (cochila) au de regula duritati mai mari: 600....725 HB (56-64 HRC) fata de 550....650 HB (53...61 HRC) la turnarea în amestec.

Având în vedere multitudinea de factori ce influenteaza structura, deci si proprietatile fontelor tip Ni - Hard I, îndeosebi la turnarea centrifugala, lucrarea a urmarit în principal realizarea, în conditii industriale, a unor piese turnate centrifugal, de înalta performanta, prin actiuni asupra compozitiei chimice de baza, a gradului de aliere, vitezei de racire si tratamentului termic.

Experimentari si rezultate obtinute

Fontele au fost elaborate într-un cuptor cu inductie cu creuzet, de medie frecventa si cu capacitatea de 1t.

Structura fontelor în stare turnata a variat în limite largi, în conditiile în care, la o viteza de racire data (grosimea de perete si forma de turnare cunos-

Tabelul 1

Fontele albe martensitoaustenitice aliate 4% Ni/2% Cr
Martensitic - austenitic white irons alloyed with 4%Ni/Cr

Tipul de fonta	Compozitia chimica, %						Structura
	C	Si	Mn	Cr	Ni	Mo	
FeNiCr Stas 11246 - 79	3,0 - 3,6	0,3 - 0,8	0,3 - 0,8	1,4 - 2,5	3,3 - 5,0	max. 0,5	M + $(FeCr)_3C$ + A
Ni - Hard I	3,0 - 3,6	0,4 - 0,8	0,3 - 1,0	1,5 - 2,6	3,1 - 4,8	0 - 0,4	M + $(FeCr)_3C$ + A
	3,0 - 3,6	0,3 - 0,5	0,3 - 0,7	1,5 - 2,6	3,3 - 4,8	0 - 0,5	M + $(FeCr)_3C$ + A
Clasa i ASTMA 532 - 75 Ni - Cr - HC	3,0 - 3,6	0,8	1,3	1,4 - 4,0	3,3 - 5,0	1,0	M + $(FeCr)_3C$ + A

Alte elemente: max. 0,15%S, max. 0,13%P

cute), compozitia chimica a prezentat anumite situatii, îndeosebi în ceea ce priveste manganul si elementele de aliere (Ni/Cr).

Astfel, la compozitia chimica 3,5% C, 0,7% Si, 0,65% Mn, 3,88% Ni, 2,21% Cr, 0,17% Cu, CE = 4,07%, analiza structurala a tuburilor turnate a evidentiat faptul ca gradul de transformare al austenitei în martensita variaza în limitele 15....25%, fiind mai ridicate în zonele periferice ale sectiunii piesei, respectiv la contactul cu cochila (fig. 1).

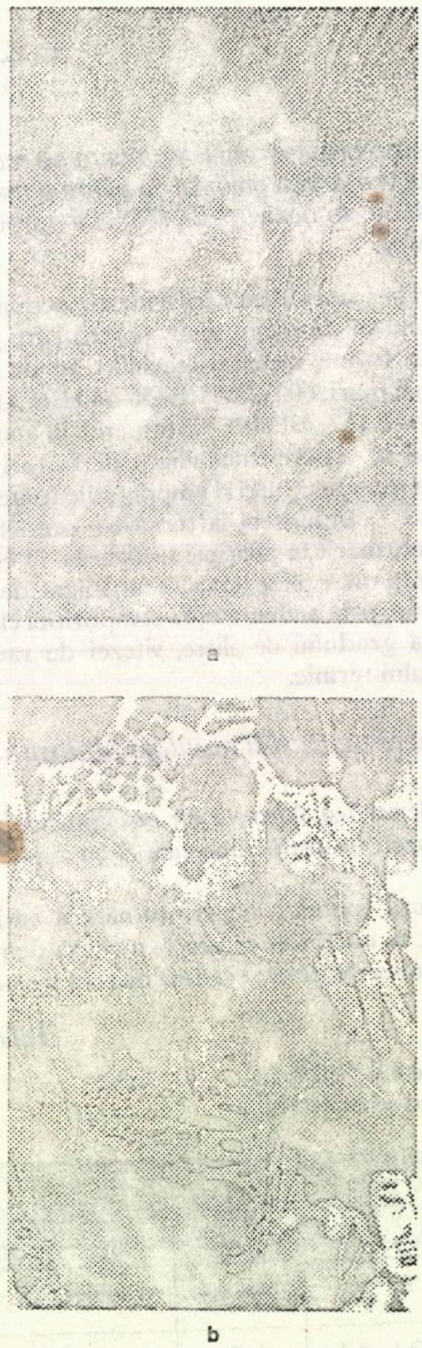


Fig. 1

Structura fontei Ni - Hard I, turnata centrifugal: a - exteriorul; b - interiorul tubului turnat (grosimea peretelui 27 mm). Atac Nital 2%; X 100

White iron type Ni - Hard I structure, centrifugal casted: a - external; b - internal casted tubes (wall thickness 27 mm). Nital attack 2%; X100

Continutul total de austenita, netransformata si transformata în martensita, variaza între 35 si 60%, iar continutul de ledeburita si cementita, între 65 si 40%.

S-a apreciat ca proportia ridicata de austenita reziduala a fost favorizata, pe de o parte, de continutul ridicat de mangan (stabilizator al austenitei), iar pe de alta parte, de gradul de aliere considerat a fi în exces în raport cu viteza de racire specifica piesei turnate (grosime de perete - turnare centrifugala în cochila).

O astfel de structura a dus la valori scazute ale duritatii (49- 51 HRC), chiar daca gradul de aliere a fost ridicat. O analiza a cazurilor în care duritatea a fost mai scazuta decât domeniul de valori considerate a fi normale pentru situatia data (56...64 HRC) a evidentiat posibilitatea existentei a doua situatii distincte, din punctul de vedere al alierii:

- *un grad insuficient de aliere (calibilitate necorespunzatoare), ceea ce la o viteza de racire data determina aparitia perlitei în structura alaturi de troostita: în acest caz duritatea nu a mai putut fi marita prin tratamente termice specifice. O situatie asemanatoare apare si la un siliciu prea ridicat sau raport Cr/Si necorespunzator;*
- *un grad prea mare de aliere (Mn, Ni, Cr) în raport cu viteza de racire, ceea ce duce la cantitati mari de austenita remanenta: în acest caz duritatea a putut fi marita prin tratamente termice specifice, când o parte din aceasta austenita remanenta se va transforma în bainita si martensita.*

Pentru situatiile în care duritatea scazuta a fost cauzata de excesul de austenita remanenta (prezenta alaturi de martensita) au fost aplicate mai multe scheme de tratament termic, ce au dus la marirea proportiei de martensita si ca atare si a duritatii (fala)

Gradul mai accentuat de transformare a austenitei remanente în componenti aciculari în urma tratamentului termic TT-II explica si cresterea mai accentuata a duritatii, aceasta încadrându-se la limita superioara a domeniului normal de valori, la turnarea în cochila (60-62 HRC).

Identificarea constituientilor structurali

O problema de prim ordin în fabricatia pieselor turnate din fonte albe martensitoaustenitice de tip Ni-Hard I o constituie identificarea si aprecierea proportiei constituentilor structurali. In acest sens se pot utiliza în principal trei cai:

- *analiza metalografica clasica, bazata pe atacul tip Nital (acid azotic), ce evidentiaza clar faza de carburi (cementita aliata cu crom si ledeburita) dar nu si masa metalica de baza, respectiv raportul martensita/austenita;*

- *masuratorile de microduritate a constiuentilor structurali ce ar permite diferentierea acestora, dar în conditiile unor variatii mari ale valorilor pe sectiunea piesei, fapt ce poate fi pus pe seama segregatiilor elementelor de aliere (tab.3)*
- *tonarea la cald, o tehnica speciala bazata pe colorarea diferita a constituentilor structurali în urma unui proces de oxidare diferentiat aplicat probelor metalografice supuse atacului Nital.*

Tabelul 2

Fonte Ni - Hard I în stare turnata (T) si tratata termic (TT)
Irons type Ni - Hard I casted (T) and heat treated (TT)

Starea	Structura	Duritatea
Turnata (T)		49 - 51HRC
TT - I		58 - 60HRC
TT - II		60 - 62HRC

Obs.TT - tratament termic: I - 12h/275^{0}C; aer: II - 4h/450^{0}C; aer + 5h/275^{0}C

Dupa o slefuire fina, probele au fost atacate cu Nital 4%/30 s, uscate si apoi încalzite într-un cuptor electric la 260^{0}C/6h. Analiza structurii cu ajutorul microscopului metalografic optic în lumina artificiala normala fara filtru a dus la evidentierea existentei constituentilor structurali colorati diferit, în functie de natura lor si de gradul de segregare a unor elemente:

- *austenita remanenta: a) - cu continut redus de carbon - albastru deschis; b) - cu continut ridicat de carbon - purpuriu;*
- *martensita: placi de culoare albastru închis pe fond de austenita de culoare albastru deschis;*
- *carburi eutectice - alb sau crem;*
- *bainita (austenita, specifica fontelor) - bej.*

În ceea ce priveste austenita remanenta se pot remarca urmatoarele:

- *cresterea continutului de carbon în austenita duce la închiderea culorii purpurii;*
- *austenita de culoare albastru deschis este predispusa la transformarea în martensita, fie datorita temperaturilor scazute, fie tensionarii în timpul prelucrarii;*
- *austenita cu continut ridicat de carbon (purpurie) asociata cu ace de ferita bej (austenita, impropriu numita bainitica) apare de regula în urma tratamentului termic de calire cu transformare izoterma în domeniul bainitic, dar poate fi pusa în evidenta si în cazul structurilor aciculare de turnare.*

Analiza probelor supuse tonarii la cald poate pune în evidenta si eventuale formatiuni de ferita libera (bej), aparute ca urmare a unor segregatii puternice ale siliciului; zonele cu segregatii de la limitele blocurilor de cementita si austenita pot fi puse în evidenta sub forma unor cuburi fine de culoare crem sau alba pe fondul albastru de austenita.

Concluzii

Experimentari efectuate în vederea turnarii centrifugale a pieselor tubulare cu grosimi de perete de ordinul a 20...30 mm din fonta alba martensitica tip Ni-Hard I au dus la stabilirea unei compozitii chimice optimizate, în raport cu viteza de racire data la nivelul 3,4....3,6%C; 0,6....0,7%Si; 0,3...0,5%Mn; 3,6...3,8%Ni; 1,7...1,8%Cr; max. 0,15%S; max. 0,2%P; Si/Cr = 0,35-0,4; CE = 3,9-4,2%.

În conditiile acestei compozitii chimice si ale asigurarii elementelor specifice de elaborare - turnare - tratament termic, se poate ajunge si la optimizarea structurala, respectiv eliminarea perlitei, maximizarea martensitei si minimizarea austenitei remanente.

Tratamentul termic care a dat cele mai bune rezultate în acest sens a fost de tipul 4h/450^{0}C + 5h/275^{0}C, cu racirea în aer dupa ambele faze componente, realizându-se pe aceasta cale cresteri ale duritatii de la 49-51 HRC la 60-62 HRC.

De remarcat faptul ca diminuarea proportiei de austenita remanenta prin tratament termic a dus la

Tabelul 3

Microduritatea constituentilor fontei albe Ni-Hard I
MIcrohardness of the white iron Ni type - Hard I constituents

Constituent structural	Microduritatea constituentilor, μHV 40/15		
	Valori determinate	Interval	Media
Austenita remanenta	698, 731, 767, 823, 893	698 - 893	782
Martensita	848, 1053, 1053, 1116, 1185	848 - 1185	1051
Ledeburita	1534, 1646, 2064, 2064, 2240	1534 - 2240	1910
Cementita $(FeCr)_3C$	1823, 2064, 2064, 2240, 2240	1823 - 2240	2086

cresterea nu numai a duritatii si a rezistentei la uzare, dar si a prelucrabilitatii acestor fonte, afectata negativ de ecruisarea austenitei în timpul prelucrarii mecanice (operatie foarte greu de realizat la aceste fonte).

Tonarea la cald constituie o cale eficienta pentru identificarea componentilor structurali si aprecierea cantitatii lor, problema deosebit de importanta la astfel de structuri complexe.

BIBLIOGRAFIE

[1] **L. ,Sofroni, I. ,Riposan si I. ,Chira** - *Fonte albe rezistente la uzare*. Ed. Tehnica, Bucuresti, 1985.
[2] **I.I. Tîpin** - *Belîe iznosostoikie ciuguni*. Moscova, Ed. Metallurghiia, 1983.
[3] *** ASTM S.U.A., A532-75. Ni-Hard Martensitic White Cast Irons.

REVISTA REVISTELOR

Giesserei, *Germania, 1994, nr.13*

- *Productivitatea sporita prin dubla utilizare a sasiurilor de formare, p.435*
- *Determinarea sensibilitatii materialelor de formare la penetrarea prin explozie, cu un nou tip de cochila, p.438*
- *Pericole si dificultati în contractele de asigurare a calitatii, p.442*
- *Protectia mediului în industrie si asigurarea calitatii, trebuie sa mearga pe aceeasi cale, p.449*
- *Informatii tehnice:*
  - sistem de supraveghere a inelelor de încalzire/racire în proces de turnare sub presiune
  - executarea modelului cu folosirea calculatorului
- *Sinteza bibliografica anuala asupra turnarii metalelor usoare în nisip si cochile (31) Partea a 3-a: topire, turnare, solidificare p.454*
- *Informatii economice, p.460*
- *Influentele de conjunctura si structura lasa urme adânci la turnatoriile germane de fonta*
- *Turnatorii de fonta, otel si maleabilizate - IV - 94 mai multa productie si capacitati "subtiate"*
- *Productia de piese turnate din metale neferoase în Germania: 1993 în comparatie cu 1992*
- *Productia de piese turnate IV-94*
- *Informatii tehnice scurte, p.11-14*

Fonderie Fondeur d'aujourd'hui, *Franta, 1994, nr.135*

- *R.Soulier: Taierea cu jet de apa la presiune foarte înalta, p.12*
- *GIFA 1994, noi materiale si produse, p.18*
- *I. Ciobanu s.a: Optimizarea esalonarii sistemelor de umplere cu un singur atac, p.35*
- *Carti noi aparute, p.59*

PREMISE FAVORABILE UTILIZARII ENERGIEI ULTRASONICE LA ARDEREA COMBUSTIBILILOR LICHIZI GREI ÎN AGREGATELE METALURGICE

Prof. univ. C. Predescu, prof. univ. dr. ing. N. Murgulet
Prof. univ. dr. ing. A. Nicolae - Universitatea "Politehnica" Bucuresti

C.Z.: 662.61; 536.46

Datorita atât scaderiii productiei de gaze naturale cât si rationalizarii acestora, unele sectii din societatile metalurgice au fost nevoite sa treaca la utilizarea combustibililor lichizi. Date fiind dificultatile care apar la arderea acestora (în special la combustibilii lichizi grei cu viscozitate mare si tendinta de asfaltizare), apare ca necesara utilizarea unor instalatii moderne, cu eficienta sporita atât în privinta pulverizarii cât si a transmiterii caldurii de la flacara în interiorul agregatelor metalurgice.

In desfasurarea proceselor de ardere a combustibililor lichizi grei, este stiut ca intensitatea schimbului de masa, respectiv a comburantului la nivelul suprafetei de reactie a combustibilului, ca si intensitatea schimburilor termice din sistemul reactant au cea mai mare influenta asupra vitezei de reactie si, deci, asupra vitezei de generare a sursei de caldura.

Data fiind eficienta dovedita în intensificarea schimburilor de masa si caldura, utilizarea energiei ultrasonice în procesul de combustie face posibila cresterea finetei de pulverizare si realizarea unor sarcini termice mari în unitatea de volum a spatiului arderii. In acest mod se pot obtine temperaturi de ardere superioare arderii clasice, chiar si în conditiile utilizarii combustibililor cu puteri calorice mici.

Principalele ipoteze care stau la baza interpretarii pulverizarii lichidelor în câmp ultrasonic se bazeaza fie pe teoria cavitationala, fie pe teoria undelor de suprafata.

Conform teoriei cavitationale, în timpul propagarii vibratiilor ultrasonore, pentru valorile intensitatii câmpului sonor dependente de frecventa vibratiei, pot aparea microfisuri (cavitati) în masa lichidului care se umplu foarte repede cu gazele dizolvate în lichid sau cu vaporii lichidului. In etapa imediat urmatoare, datorita propagarii vibratiilor în punctul respectiv are loc o crestere locala de presiune. Drept urmare, bula de cavitatie este comprimata pâna la spargere. In momentul spargerii bulei de cavitatie apar unde de soc. Daca acest proces are loc în apropierea suprafetei de separare lichid-gaz, lichidul va fi pulverizat în gazul ce se gaseste deasupra sa.

Ecuatia care descrie miscarea reala a unei bule pline cu vapori într-un câmp de presiune variabila, stabilita de Plesset:

$$2r = [\, p_o \sin\omega t - p_a + (p_a + 2\frac{\sigma}{r_o})\frac{r_o^3}{r^3}\,] =$$

$$= 4\sigma + 3\rho r\left(\frac{dr}{dt}\right)^2 + ... + 2\rho r^2\frac{d^2r}{dt^2} \qquad (1)$$

unde p_o este amplitudinea undei de presiune de frecventa f; p_a - presiunea hidrostatica; r_o - raza bulei la timpul $t = 0$; σ - tensiunea superficiala; ρ - densitatea, permite studierea evolutiei bulei în functie de numeroase conditii initiale, pâna în momentul disparitiei totale.

Diametrul bulelor depinde de frecventa vibratiilor ultrasonore, cresterea valorii frecventei determinând scaderea marimii bulelor.

La temperatura constanta, pentru aceeasi frecventa si intensitate a vibratiei ultrasonore, cantitatea de lichid, în grame, pulverizata în unitatea de timp, este dependenta de caracteristicile fizico-chimice ale fluidelor utilizate.

Din punctul de vedere al teoriei cavitationale, se considera ca dimensiunea germenilor cavitationali determina marimea energiei acustice necesare aparitiei cavitatiei în masa lichidului. Cu cât este mai mic diametrul celui mai mare germen cavitational, într- un volum dat, cu atât este necesara o energie ultrasonora mai ridicata pentru aparitia fenomenului de cavitatie, respectiv cu atât este mai mare valoarea intensitatii critice.

La cresterea presiunii statice a gazului de deasupra lichidului supus pulverizarii, scade diametrul germenilor cavitationali. Intrucât, în aceste conditii, se poate atinge diametrul necesar învingerii rezistentei cavitationale a lichidului numai prin cresterea energiei acustice admise în sistem, valoarea intensitatii critice va creste.

Cresterea frecventei determina cresterea finetei

de pulverizare, respectiv scaderea marimii diametrului picaturii de incidenta maxima (fig. 1).

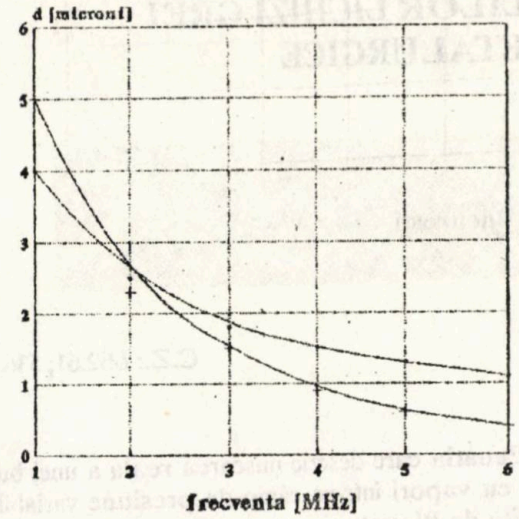


Fig. 1

Influenta frecventei asupra diametrului picaturii de incidenta maxima: 1 - date experimentale: 2 - diametrul calculat din teoria undelor de suprafata.
Frequency influence on drop diameter to maximum incidence: 1 - experimental dates; 2 - calculated diameter by surface wave theory

Pentru domeniul 1 ... 2,5 MHz s-a determinat ca marimea picaturii de incidenta maxima corespunde marimii semilungimii de unda a undelor capilare aparute la suprafata lichidului:

$$d_i = \sqrt[3]{\frac{\pi\tau}{\rho f_1^2}} \qquad (2)$$

unde τ este tensiunea superficiala a lichidului; ρ - densitatea lichidului; f_1 - frecventa.

Existenta undelor capilare la suprafata unui lichid în vibratie a fost pusa în evidenta prin microfotografiere. Imaginile obtinute indica dependenta marimii undelor capilare de frecventa, lungimea de unda calculata cu relatia:

$$\lambda = \sqrt[3]{\frac{8\pi\sigma}{\rho f^2}} \qquad (3)$$

unde f este frecventa sonora excitatoare (frecventa câmpului aplicat), fiind în buna concordanta cu valorile determinate experimental. Comparându-se în continuare dimensiunea medie a particulelor pulverizate cu marimea lungimii de unda capilare, s-a gasit o corelatie satisfacatoare între diametrul mediu calculat cu relatia:

$$d = 0{,}34\sqrt[3]{\frac{8\pi\sigma}{\rho f^2}} \qquad (4)$$

si diametrul mediu determinat experimental (fig. 2).

Utilizarea analizei stabilitatii ecuatiilor

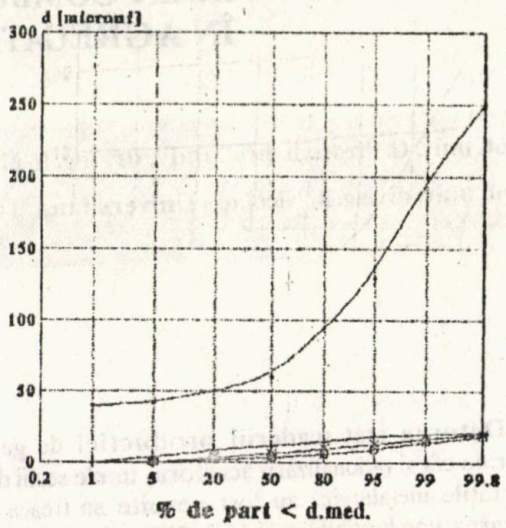


Fig. 2

Influenta frecventei asupra finetei de pulverizare: 1 - f=13 kHz; 2 - f=130 kHz; 3 - f=390 kHz; 4 - f=780 kHz.
Frequency influence on spraying fineness: 1 - f=13kHz; 2 - f=130 kHz; 3 - f=390 kHz; 4 - f=780 kHz

hidrodinamice a condus la analiza pulverizarii în câmp ultrasonor a lichidelor, cu stabilirea unei corelatii între diametrul picaturii, frecventa, amplitudinea de vibratie a transductorului, grosimea peliculei supuse pulverizarii si proprietatile fluidului:

$$\frac{d}{\pi a} = \sqrt[3]{2\frac{\sigma}{\rho\omega_o^2 a^3}\,2\mathrm{tg}\frac{\pi a}{d}\cdot\frac{h}{a}} \qquad (5)$$

în care:
d este diametrul picaturii; a - amplitudinea de vibratie a transductorului; h - grosimea peliculei de lichid; σ - tensiunea superficiala; ω - pulsatia; ρ - densitatea.

Pe de alta parte însa aparitia undelor capilare la suprafata unui lichid are loc numai la o valoare prag a amplitudinii de vibratie, marimea acesteia fiind data de relatia:

$$A_p = 2\eta\sqrt{\rho\sigma\omega}_s \qquad (6)$$

unde A_p este valoarea prag a amplitudinii de vibratie; η - viscozitatea dinamica a lichidului; ω - pulsatia undelor.

Se semnaleaza de asemenea ca atât valoarea viscozitatii lichidului cât mai ales cea a tensiunii superficiale a acestuia sunt dependente de amplitudinea si frecventa câmpului sonor aplicat.

Pornind de la aceste consideratii de natura fundamentala, cercetarile întreprinse de autori cu o instalatie de pulverizare a pacurii în câmp ultrasonic produs cu generator tip Hartman au aratat influenta

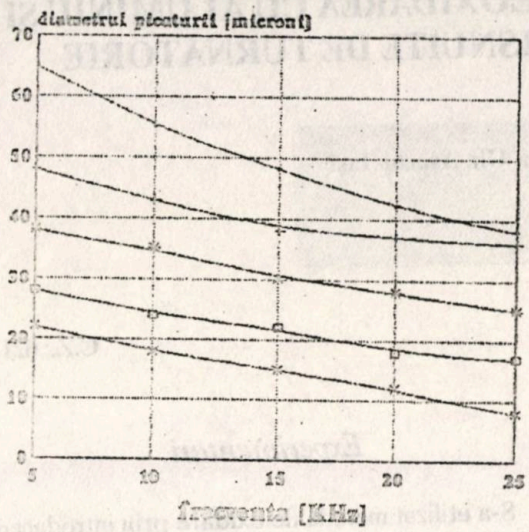


Fig. 3

Variatia gradului de pulverizare a pacurii în functie de frecventa ultrasunetelor
Crude oil spraying degree variation function the ultrasonic frequency

frecventei câmpului sonor (fig. 3) - modificata prin variatia adâncimii cameroi de rezonanta - si a puterii acustice a câmpului sonor, asupra diametrului picaturii (fig. 4).

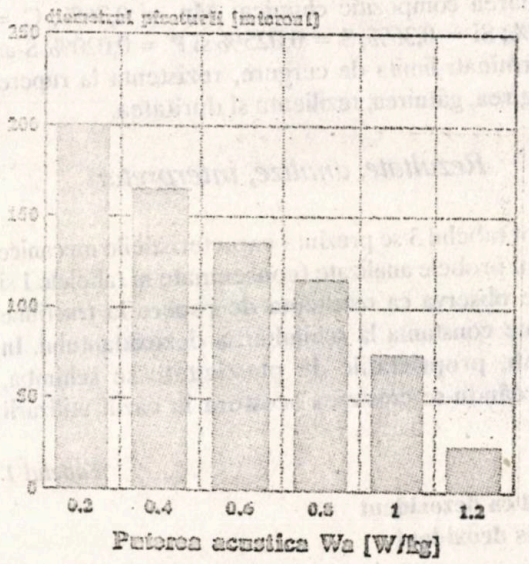


Fig. 4

Influenta puterii câmpului ultrasonic asupra gradului de pulverizare
Ultrasonic field power influence on spraying degree

Energia pe care o dezvolta si respectiv puterea câmpului acustic sunt caracteristicile de baza ale unui generator de ultrasunete, indiferent de modul de generare a acestora si tipul sau. Alegerea tipurilor de generatoare va fi facuta astfel încât acestea sa genereze intensitati ale câmpului sonor corelate strict cu factorii ce definesc viteza procesului de ardere, care în principal sunt: gradul de pulverizare si intensitatea schimbului de masa si caldura în sistemul reactant, pentru a conduce la acea durata (τ) a existentei particulei de combustibil în zona de ardere, corelata cu viteza de ardere (w_r) pe raza ($r = d_c/2$) a particulei de combustibil si cu lungimea flacarii (l_f):

$$\tau = \frac{l_f}{w_{am}} = \frac{d_c}{2w_l} \qquad [s] \qquad (7)$$

expresie în care (w_{am}) este viteza amestecului combustibil- comburant în zona de ardere (în flacara).

Având în vedere posibilitatile limitate de dispunere a generatoarelor în corpul arzatoarelor si a spatiului relativ redus în care acestea vor fi amplasate, se va urmari eliminarea tipurilor de generatoare care necesita dimensiuni gabaritice mai mari.

In acest sens sunt indicate noi tipuri de generatoare gazodinamice, ca de exemplu cele proiectate si realizate de autori (inelar cu miez, cu prag singular si cu praguri multiple), care pot satisface acele aspecte cum ar fi: apropierea sursei de energie ultrasonica de zona operationala a sistemului în care aceasta energie trebuie sa actioneze, performante ridicate si costuri mici pentru investitii si exploatare.

Evidentierea principalelor caracteristici ale câmpului sonor (energia acustica, E_t, intensitatea acustica, I_m, viteza de propagare a ultrasunetelor în mediul sistemului, w_m, nivelul sonor, N_m) si modul cum aceste marimi influenteaza pulverizarea si arderea combustibililor lichizi grei, precum si implicatiile metalurgice si ecologice ale arderii combustibililor lichizi grei în câmp ultrasonic, vor face obiectul unor articole ulterioare.

BIBLIOGRAFIE

[1] **Charpenet, U.,I.:** *Etude de l'effet des ultrasons sur la combustion d'un jet d'hidrocarbures liquides.* Revue scient., Franta, nr. 6, 1978

[2] **Popa ,B., Iscrulescu, V.:** *Procese de ardere în câmp sonor*, Ed. Academiei, Bucuresti ,1973

[3] **Predescu, C.:** *Cercetari privind intensificarea - prin ultrasunete - a proceselor de ardere în agregatele metalurgice a combustibililor lichizi de calitate inferioara*, Teza de doctorat, U.P.B., 1994

[4] **Pascoviski, B.,S.:** *Pulverizatea unui combustibil lichid în câmp acustic - Acusticeskii Jurnal*, U.R.S.S., 6/1974, p. 881-87

[5] **Ohotskii, V.,B.:** *Caracteristica aacustica a zonei de reactie*, Izv. Vuz. - Ciorn. Met., 1973, nr. 9, p. 26-30

[6] **Spalding, Brian, D.:** *Combustion and Mass Transfer*, Ed. Pergamon Press Oxford, 1979

[7] **Lignola, P.,G.:** *Remarci privind modelarea arderii*, Combust. and Flame, 1990, nr. 3-4, p. 256-263

STUDIU COMPARAT PRIVIND DEZOXIDAREA CU ALUMINIU SI FeSiCaMg, A OTELURILOR OBISNUITE DE TURNATORIE

Sef de lucrari dr. ing. V. Cojocaru - Universitatea Tehnica Gh. Asachi Iasi
Ing. A. Lazar - S.C. Nicolina S.A. Iasi

C.Z.: 621.74

Generalitati

Procesul de dezoxidare a otelurilor se poate privi din mai multe puncte de vedere, cum ar fi de exemplu:

» necesitatea, în special cu scopul eliminarii fragilitatii la rosu, a micsorarii continutului de oxigen pâna la limita de solubilitate în fierul α;

» utilizarea de materiale dezoxidante cu randament de dezoxidare ridicat;

» utilizarea de tehnologii de dezoxidare eficiente etc.

Eliminarea oxigenului pâna la anumite limite este în functie de elementele însotitoare ale fierului, de aceea pe lânga teoria dezoxidarii, ce analizeaza problemele la modul general, se impun studii amanuntite pentru comportarea la dezoxidare a otelurilor pe grupe de marci sau chiar pe marci - acest lucru poate conduce, fie la economie de materiale fie la obtinerea de oteluri cu deformabilitate ridicata, rezilienta mare, rezistenta ridicata la coroziune, tendinta scazuta la îmbatrânire etc.

Lucrarea de fata îsi propune un studiu comparativ al implicatiilor dezoxidarii cu aluminiu si FeSiCaMg, asupra proprietatilor mecanice pentru otelurile obisnuite de turnatorie.

Experimentari

S-a utilizat metoda de oxidare prin introducerea dezoxidantului la partea inferioara a cavitatii formelor. Aluminiul s-a introdus sub forma de bucati cu dimensiunile de 5-15 mm iar FeSiCaMg, cu dimensiunile de 2-5 mm.

S-au folosit pentru turnare formele consacrate - standardizate (pentru turnarea probelor necesare încercarilor mecanice a epruvetelor).

In tabelul 1 se prezinta cantitatea de aluminiu utilizat ca dezoxidant, iar în tabelul 2 se prezinta cantitatea de FeSiCaMg utilizat în acelasi scop.

Pentru experimentari s-a utilizat un otel cu urmatoarea compozitie chimica: Mn = 0,76%; C = 0,27%; Si = 0,36%; S = 0,025% si P = 0,020%. S-au determinat: limita de curgere, rezistenta la rupere, alungirea, gâtuirea, rezilienta si duritatea.

Rezultate, analize, interpretari

In tabelul 3 se prezinta caracteristicile mecanice pentru probele analizate (consemnate în tabelele 1 si 2). Se observa ca rezistenta de rupere la tractiune ramâne constanta la schimbarea dezoxidantului. In schimb, proprietatile de plasticitate se schimba, remarcându-se cresterea acestora în cazul utilizarii

Tabelul 1

Cantitatea de aluminiu utilizat ca dezoxidant
Aluminium quantity used as deoxidant

Proba nr.	1	2	3	4	5	6	7	8
Aluminiu, %	0,01	0,025	0.050	0.075	0.100	0.200	0.300	0.400

Tabelul 2

Cantitatea de FeSiCaMg utilizat ca dezoxidant
FeSiCaMg quantity used as deoxidant

Proba nr.	9	10	11	12	13	14	15
FeSiCaMg, %	0,01	0,025	0,050	0,075	0,100	0,200	0,300

Tabelul 3

Caracteristicile mecanice ale probelor analizate
Mechanical characteristics of studied samples

Proba nr.	Limita de curgere daN/mm^2	Rezistenta de rupere la tractiune, daN/mm^2	Alungire, %	Gatuirea, %	Rezilienta, daJ/cm^2	Duritatea, HB
1	40	57	27	51	7,2	174
2	38	58	19	42	9,0	174
3	37	54	19	49,3	9,3	170
4	31	57	20	46	8,0	187
5	33	57	19	40	8,1	180
6	38	57	16	49,6	6,7	187
7	35	58	16	49	6,0	184
8	32	57	18	25	5,6	180
9	31	55	21	51	8,1	187
10	33	55	23	42	9,2	184
11	38	56	22	46	8,8	184
12	39	57	20	36	9,0	187
13	35	57	20	51	9,0	187
14	40	57	19,6	49	10,0	174
15	40	60	24,6	43	9,1	187

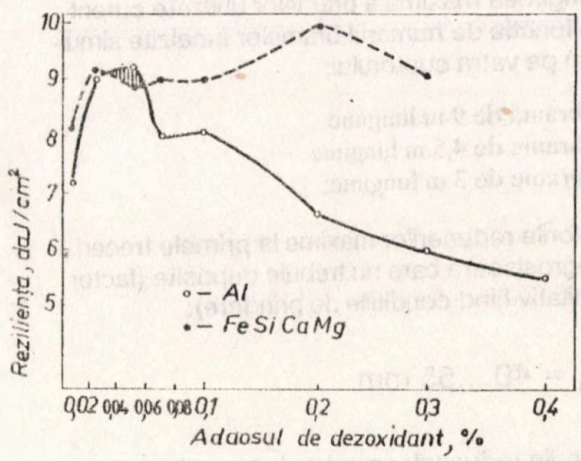


Fig. 1

Dependenta rezilientei de adaosul de dezoxidant
Resilience dependence on deoxidant addition

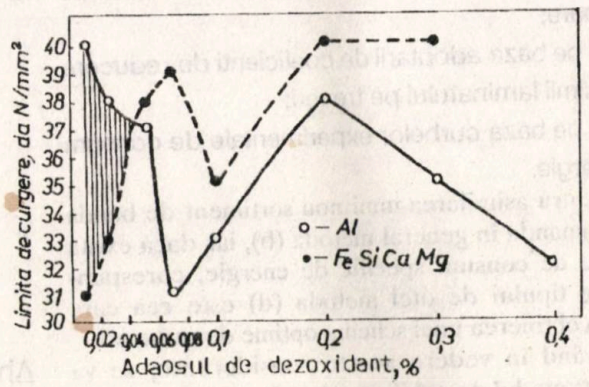


Fig. 2

Dependenta limitei de curgere de adaosul de dezoxidant
Flow limit dependence on deoxidant addition

de FeSiCaMg. In figura 1, unde se reprezinta rezilienta în functie de adaosul de dezoxidant, se observa cum, cu exceptia valorii de 0,050%, în toate cazurile - în limitele domeniului cercetat - rezilienta creste în cazul utilizarii FeSiCaMg si cresterea este cu atât mai pronuntata cu cât adaosul de dezoxidant este mai mare (domeniul hasurat din figura).

In figura 2, unde este reprezentata variatia limitei de curgere cu adaosul de dezoxidant, se remarca la adaosuri de dezoxidant mai mari de 0,50%, o limita de curgere mai mare în cazul utilizarii de FeSiCaMg. Cu cât adaosul de dezoxidant creste cu atât cresterea limitei de curgere este mai pronuntata.

In ceea ce priveste duritatea si gâtuirea, acestea se mentin relativ constante la variatia naturii dezoxidantului.

Concluzii generale

Utilizarea de FeSiCaMg în loc de aluminiu duce la cresterile limitei de curgere si rezilientei.

Bibliografie

[1] **Tripsa, I. si Pumnea, C.:** *Dezoxidarea otelurilor*, Ed. Tehnica, Bucuresti, 1981

[2] **Rau, A. si Tripsa, I.:** *Metalurgia otelului*, E.D.P. Bucuresti, 1973

[3] **Sofroni, L.:** *Elaborarea si turnarea aliajelor*, E.D.P., Bucuresti, 1975

PROIECTAREA ASISTATA DE CALCULATOR A SCHEMEI DE REDUCERI PENTRU LAMINAREA BENZILOR LA CALD DIN OTELURI CARBON LA LAMINORUL DE 1700 mm DE LA S.C. SIDEX S.A. GALATI

Prof. univ. dr. ing. E. Cazimirovici - Universitatea "Politehnica" Bucuresti
ing. C. Cazimirovici - S.C. ICEM S.A. Bucuresti

C.Z.: 621.771.23

O schema de reduceri pentru laminarea la cald a benzilor din otel, pe laminoare de tipul celui din dotarea S.C. SIDEX S.A. - Galati, care este format din doua trenuri cu câte cinci caje cuarto universale în tandem la trenul degrosisor si cu sapte caje cuarto ce lamineaza în regim continuu, la trenul finisor, se poate calcula prin una din urmatoarele metode:

a - a egalitatii fortelor de laminare pe treceri;

b - a utilizarii integrale a puterii motoarelor de actionare;

c - pe baza adoptarii de coeficienti de reducere a grosimii laminatului pe treceri;

d - pe baza curbelor experimentale de consum de energie.

Pentru asimilarea unui nou sortiment de banda se recomanda în general metoda (b), iar daca exista curbele de consum specific de energie, corespunzatoare tipului de otel metoda (d) este cea care asigura obtinerea unei scheme optime de reduceri.

Având în vedere aceste considerente, se va prezenta modul de stabilire, prin calcul computerizat, a schemei de reduceri pentru laminarea benzilor din otel carbon dupa metoda (b).

Pentru a executa calculele necesare computerul trebuie, pe de o parte, sa aiba înmagazinat în memoria sa o serie de date, iar pe de alta parte sa fie initializat cu date specifice sortimentului pentru care se proiecteaza schema de reduceri.

Date necesare a fi introduse în memoria calculatorului

Pentru programul elaborat s-au introdus în memoria calculatorului urmatoarele date:

» diametrele cilindrilor de lucru ai cajelor laminorului;

» masa unitara maxima a ruloului ce se poate obtine g_{max} = 21 kg/mm;

» masa lingourilor frecvent laminate la slebingul de la S.C. SIDEX S.A. Galati: 12;12,9,;13,5;15;16;19;20;23;25 si 28t;

» valorile tipizate ale grosimii bramei: H_0 = 150; 180; 200; 225;i 250 mm;

» valorile tipizate ale latimii bramei, din 50 în 50 mm în intervalul 1000 - 1900 mm;

» lungimea maxima a bramelor utilizate curent în functie de numarul bramelor încalzite simultan pe vatra cuptorului:

1 brama de 9 m lungime
2 brame de 4,5 m lungime
3 brame de 3 m lungime;

» valorile reducerilor maxime la primele treceri degrosisoare care nu trebuie depasite (factor limitativ fiind conditiile de prindere):

$$\Delta h_{max} = 40....55 \text{ mm}$$

» valorile reducerilor maxime la trecerile finisoare (factor limitativ fiind puterea motorului de actionare)[1]:

$$\Delta h_{max} = k_i \cdot \frac{N_{mot}}{v_i B} \qquad (1)$$

în care:
N_{mot} este puterea de actionare, kW (tab. 1);
k_i este un coeficient exprimat printr-o relatie de tipul $k_1 = \ldots b.i$, în care a si b sunt coeficienti de corelatie, iar i este numarul cajei finisoare (în sensul laminarii):
k_i = 12,5...2,8

» valorile vitezelor de laminare pe cajele trenului degrosisor (tab. 1);

» diametrele cilindrilor de lucru ai cajelor (tab. 1);

Tabelul 1

Caracteristicile constructive ale laminorului
Rolling mill constructional characteristics

Caja	Trenul degrosisor							Trenul finisor							
	D_{01}	D_{02}	D_1	D_2	D_3	D_4	D_5	F_{01}	F_1	F_2	F_3	F_4	F_5	F_6	F_7
Diametrul cilindrilor de lucru,D	1100	1200	1150 mm			950 mm		750	750 mm						
Puterea motoarelor de actionare	630	4200 kw	7500 kw						2 x 3450 kw						2x2740 kw
Viteza de laminare, v	1,0 m/s		1,7	2,2	2,8	3,5			1,4..3,75	2,3..5,6	3,5...7,8	4,8..10	6..13	7..15	8..18
Distanta dintre caje x	14,07	20,92	26,05	36,0	48,05	75,05		8,0	6 x 5,16 m						

» distanta dintre caje (tab. 1);

» viteza caii cu role dintre cajele trenului degrosisor: 1,7 m/s.

Datele necesare pentru începerea programului

» dimensiunile benzii finite la rece: h x B, mm

» masa unitara a ruloului;

g_{max} sau indicati g, kg/mm;

» compozitia chimica a otelului laminat:

% C = % Mn =

» temperatura de început de laminare: t_0, ^{0}C;

» temperatura de început de laminare în trenul finisor: t_{of}, ^{0}C;

» temperatura de sfârsit de laminare: t_n, ^{0}C;

» numarul de brame introduse simultan pe vatra cuptorului (1/2/3);

» gradul de utilizare a puterii motoarelor cajelor finisoare, %:

U_1 = U_2 = U_3 = U_4 = U_5 =
U_6 = U_7 =

Date determinate de computer

Dimensiunile bramei [2] sunt urmatoarele:

» latimea $B_b = 1{,}011\ B + q$, mm

în care valoarea q o stabileste calculatorul, în functie de latimea tipizata imediat superioara a bramei (existenta în memoria calculatorului);

» lungimea L_b o indica calculatorul, în functie de numarul de brame ce se doreste a se încalzi simultan pe vatra cuptorului (mm);

» grosimea: $H_b = m_1 \cdot 10^5 \frac{g}{L_b}$, mm (2)

în care m_1 este un coeficient de corelatie.

Daca valoarea obtinuta $H_b > 250$ mm se recalculeaza, adoptându-se o valoare mai mare pentru L_b prin micsorarea numarului de brame introduse simultan pe vatra cuptorului, sau se reduce valoarea masei unitare a ruloului.

În functie de valoarea H_b calculata se adopta valoarea tipizata imediat inferioara din seria existenta în memoria calculatorului, în functie de care se recalculeaza masa bramei si a lingoului (din care se poate obtine brama) admitându-se un coeficient de consum de $k_1 = 1{,}15$ pentru otel necalmat si $k_1 = 1{,}25$ t lingou/t brama pentru otel calmat.

Masa lingoului obtinuta din calcul se compara cu masa lingourilor folosite la S.C. SIDEX S.A. Galati (existente în memnoria calculatorului) si se adopta valoarea imediat inferioara (G_L) în functie de care se recalculeaza lungimea bramei ce se va folosi pentru laminare:

$$L_b = \frac{G_L}{7.8.k_1 H_b.B_b.n,}\ m \qquad (3)$$

în care n este numarul de brame obtinute dintr-un lingou.

Reducerile la trecerile degrosisoare

Pentru trecerile degrosisoare nu se foloseste metoda utilizarii inegale a puterii motoarelor la stabilirea valorilor reducerilor pe treceri deoarece timpul de ciclu al cajelor degrosisoare este mult mai mic decât cel al cajelor trenului finisor si ca atare nu este necesar a se lamina într-un regim prea intens. Se foloseste în consecinta metoda adoptarii unor valori ale reducerilor relative pe treceri, crescatoare în intervalul 15 - 50 % [2].

Astfel, reducerea pe fiecare trecere va fi:

$$\varepsilon_i = 1 - p_i \sqrt[6]{\frac{H_d}{H_b}} \qquad (4)$$

în care p_i este un parametru care asigura rata cresterii reducerii de la o trecere la alta cu valori cuprinse între 1,273 si 0,82 de la trecerea de destunderizare orizontala si până la ultima trecere degrosisoare.

H_d este grosimea laminatului dupa trecerile degrosisoare, calculata pe baza unei relatii de tipul:

$$H_d = x_1 \cdot h_n + x_2 \qquad (5)$$

unde x_1, x_2 sunt coeficienti de corelatie.

Valorile obtinute trebuie sa se situeze în intervalul:

H_d = 25....40 mm.

În functie de valorile reducerilor calculate pentru fiecare trecere, se determina în continuare dimensiunile laminatului dupa treceri:

$$h_i = h_{i-1}(1-\varepsilon_i)$$

$$B_i = B_b - \Delta h_r = 1{,}011\ B = \text{constant} \qquad (6)$$

$$L_i = \frac{H_b \cdot B_b \cdot L_b}{B_i \cdot h_i}$$

Reducerile la trecerile finisoare

Pentru stabilirea valorilor reducerilor pe trecerile finisoare se recomanda asigurarea unei încarcari cât mai uniforme a cajelor. În functie de aceasta, grosimea laminatului dupa fiecare trecere se va determina cu relatia [3]:

$$h_i = \frac{0{,}92 \cdot H_d \cdot h_n}{\left[\beta_i\,(0{,}92\,H_d)^m + (1-\beta_i)h_n^m\right]^{1/m}} \qquad (7)$$

în care β_i este coeficientul de încarcare a cajei "i":

$$\beta_i = \frac{\sum_1^i N_j \cdot u_j}{\sum_1^n N_j \cdot u_j} = \frac{\sum_1^i u_j}{\sum_1^n u_j}$$

m - parametru ce depinde de grosimea finala a benzii.

Si pentru cazul trecerilor finisoare B_i si L_i se calculeaza tot cu relatiile (6).

Timpii de laminare:

» la trenul degrosisor:

$$\tau_i = \frac{L_i}{V_i} + \frac{X_i - L_i}{V_n}$$

» la trenul finisor se calculeaza timpul total în care are loc laminarea pe întregul tren de laminare, folosindu-se relatia:

$$\tau_f = \frac{L_n}{V_n} + \sum_0^6 \frac{x_i}{V_i} \qquad (8)$$

în care: v_n este viteza la ultima trecere;

$v_n = a - bh_n$, a si b fiind coeficienti de corelatie;

$$v_i = \frac{v_n h_n}{h_i} \qquad (9)$$

Temperatura laminatului pe treceri

Pentru trenul degrosisor se foloseste relatia [4]:

$$T_i = \frac{1000}{\sqrt[3]{\left(\frac{1000}{T_{i-1}}\right)^3 + 0{,}055\,\frac{\tau_i}{h_i}}},\ °K \qquad (10)$$

Temperatura dupa fiecare trecere a trenului finisor se determina cu relatia:

$$t_{if} = t_{of} - k'\left(\frac{H_d}{h_i} - 1\right),\ °C \qquad (11)$$

în care k' este un coeficient de repartitie a temperaturii laminatului proportional cu reducerea aplicata.

Timpul de stationare a laminatului între trenuri pentru ca temperatura sa-i scada de la valoarea cu care paraseste ultima caja a trenului degrosisor (t_{nd}) la cea cu care trebuie sa intre în trenul finisor (t_{of}) este:

$$\tau_s = \frac{16(t_{nd} - t_{of})h_o}{t_{nd} - \frac{c \cdot 10^4}{8}},\ s \qquad (12)$$

Exemplu de aplicare a programului

Pentru exemplificarea modului de aplicare a programului, se va calcula schema de reduceri pentru laminarea la cald a unei benzi din otel carbon în urmatoarele conditii:

» dimensiunile benzii la rece: 4 x 1500 mm

» masa unitara a ruloului: g = 16 kg/mm

» tipul otelului - otel necalmat

» temperatura de început de laminare: $t_0 = 1200^0C$

» temperatura de început de laminare în trenul finisor: $t_{of} = 975^0C$

» temperatura de sfârsit de laminare: $t_n = 880^0C$

» numarul bramelor introduse simultan pe vatra cuptorului:1

» gradul de utilizare a puterii motoarelor cajelor finisoare: $U_1 = 90\%$; $U_2 = U_3 = U_4 = 100\%$; $U_5 = U_6 = 80\%$; $U_7 = 70\%$

Valorile calculate de computer sunt centralizate într-un tabel pe dysplay, tabel ce poate fi preluat în continuare de imprimanta (tab. 2).

Bibliografie:

[1] **Cazimirovici, E.:** *Calibrarea cilindrilor de laminare* - E.D.P. Bucuresti, 1995

[2] **Cazimirovici, E. s.a.:** *Cartea laminoristului.* Ed. Teh., Buc. 1987

[3] **Poluhin, P.,I., s.a.:** *Prokatnoe proizvodstvo.* Metallurghia, Moscova, 1982

[4] **Konovalov, I.,V., s.a.:** *Spavocinik prokatcika.* Metallurghia, Moscova, 1977.

Tabelul 2

Numar treceri	h [mm]	B [mm]	L [mm]	δh [mm]	ε [%]	v [m/s]	τ [s]	δt [°C]	t [°C]
0	225.0	1500	9.0	-	-	-	-	-	1200
	Treceri le degrosisoare								
01	225.0	1500	9.3	33.8	~2.1~	≈1.0≈	12.1	4.6	1195
02	204.7	1500	10.2	20.3	9.0	1.0	16.5	6.8	1189
1	161.4	1500	12.9	43.3	21.2	1.0	20.6	10.6	1178
2	119.1	1500	17.6	42.4	26.2	1.7	21.2	14.2	1164
3	81.6	1500	25.6	37.4	31.4	2.2	25.1	23.2	1141
4	51.9	1500	40.3	29.7	36.4	2.8	34.8	45.9	1095
5	30.4	1500	68.8	21.5	41.4	3.5	▒19.6▒	39.1	1056
	Stationarea laminatului					-	47.2	80.6	975

Numar treceri	h [mm]	B [mm]	L [mm]	δh [mm]	ε [%]	v [m/s]	τ [s]	δt [°C]	t [°C]
	Stationarea laminatului					-	47.2	80.6	975
	Treceri le finisoare								
01	28.3	1500	73.9	2.1	6.9	1.0	▒7.9▒	7.6	967
1	19.4	1500	107.8	8.9	31.4	1.5	3.5	32.0	935
2	13.4	1500	156.2	6.0	30.9	2.1	2.4	21.6	914
3	9.6	1500	218.0	3.8	28.4	3.0	1.7	13.7	900
4	7.2	1500	290.6	2.4	25.0	4.0	1.3	8.6	891
5	5.8	1500	360.8	1.4	19.4	4.9	1.0	5.0	886
6	4.8	1500	439.6	1.04	17.9	6.0	0.9	3.7	883
7	4.0	1500	518.0	0.72	15.1	7.1	-	2.6	880

DATE INTERMEDIARE

g = 16.3 kg/mm	G_b = 24500 kg	δh_{max} = 39...56 mm d1
δh_{max} = 96.2 mm f1	δh_{max} = 1.57 mm fn	[~] $\delta h_{01} = B_b - B_{01}$
[≈] $\epsilon_{01} = [\delta h_{01} / B_b] * 100$	[▒] $\tau = \tau_{mas} + \tau_{pauza}$	[▒] $\tau = \tau_{mas}$
[▒] τ = timp de transport între caje	$\tau_{mas\ fin}$ = 72.9 s	$\tau_{tot\ fin}$ = 91.6 s

CALCULUL SI ANALIZA REZISTENTEI LA DEFORMAREA PLASTICA A OTELURILOR ÎN FUNCTIE DE COMPOZITIA CHIMICA

Conf. dr. ing. Gh. Chelu - Universitatea "Politehnica" Bucuresti

C.Z.: 539.374

Pentru analizarea parametrilor energetici în timpul deformarii plastice la cald trebuie cunoscuta în prealabil valoarea rezistentei la deformare. La rândul sau rezistenta la deformare depinde de o serie de parametri care tin seama atât de natura materialului supus deformarii plastice, cât si de conditiile de deformare. Principalul parametru care depinde de natura materialului este compozitia chimica, iar cei legati de conditiile de deformare plastica sunt: schema de tensiuni aplicata, temperatura, viteza de deformatie, gradul de deformare. În literatura de specialitate exista o serie de diagrame, obtinute experimental, care prezinta variatia rezistentei la deformare a unui otel, sau în general a unui aliaj, în functie de temperatura de deformare sau în functie de temperatura si viteza de deformatie. În unele cazuri, prin prelucrarea avansata a rezultatelor experimentale în laborator, au fost obtinute corelatii matematice între rezistenta la deformare si temperatura, viteza de deformatie, grad de deformare. Aceste corelatii, cunoscute sub denumirea de ecuatii constitutive, sunt valabile numai în cazul otelului sau aliajului pentru care s-au efectuat experimentarile.

Realizarea unor programe de modelare si simulare pe calculator a proceselor de deformare plastica prin forjare, laminare sau extruziune necesita o generalizare a metodologiei de calcul al rezistentei la deformare plastica. Datorita acestui fapt a fost alcatuit un program pe calculator cu ajutorul caruia poate fi calculata rezistenta la deformare în functie de compozitia chimica a otelului si de conditiile de deformare plastica. Programul are la baza relatia propusa de L.V. Andreiuk în lucrarea [1], a carei forma este:

$$R_d = \sigma \cdot \dot{\varepsilon}^a \cdot (10 \cdot \varepsilon)^b \cdot \left(\frac{t}{1000}\right)^c \qquad (1)$$

în care:

R_d este rezistenta la deformare plastica în conditii date, daN/mm^2;

$\dot{\varepsilon}$ - viteza de deformatie, s^{-1};

ε - gradul de deformare în fractiuni de unitate;

t - temperatura de deformare, ^{0}C;

σ - rezistenta la deformare de referinta, determinata perimental pe plastometru pentru $\dot{\varepsilon} = 1\ s^{-1}$, $\varepsilon = 0,1$, $t = 1000^0$C; a,b,c, - reprezinta fiecare câte o functie polinominala de cantitatea elementelor de aliere ale otelului.

De mentionat ca, pentru fiecare otel, marimile a, b si c au valori constante. Aceste marimi împreuna cu σ au forma:

$$\sigma = \sigma_o + 0,01\ [(k_1 \cdot x_1 + k'_1 \cdot x_1^{1,5}) + ... \\ .... + (k_{13} \cdot x_{13} + k'_{13} \cdot x_{13}^{1,5})] \qquad (2)$$

$$a = a_o + 0,01\ [(l_1 \cdot x_1 + l'_1 \cdot x_1^{1,5}) + ... \\ .... + (l_{13} \cdot x_{13} + l'_{13} \cdot x_{13})] \qquad (3)$$

$$b = b_o + 0,01\ [(m_1 \cdot x_1 + m'_1 \cdot x_1^{1,5}) + ... \\ .... + (m_{13} \cdot x_{13} + m'_{13} \cdot x_{13}^{1,5})] \qquad (4)$$

$$c = c_o + 0,01\ [(n_1 \cdot x_1 + n'_1 \cdot x_1^{1,5}) + ... \\ .... + (n_{13} \cdot x_{13} + n'_{13} \cdot x_{13}^{1,5})] \qquad (5)$$

Semnificatia notatiilor din relatiile 2 ÷ 5 este:

- $\sigma_o = 6,68$; $a_o = 0,126$; $b_o = 0,125$; $c_o = -2,82$ sunt termeni liberi;
- k, l, m, n, k', l', m', n' - coeficienti de regresie cu valori concrete pentru cele 13 elemente de aliere;
- $x_1 ..... x_{13}$ - continutul procentual al celor 13 elemente de aliere din compozitia otelului.

Pentru realizarea programului s-a selectat relatia (1) deoarece aceasta a fost obtinuta cu ajutorul experimentarilor efectuate prin metoda refularii pe plastometru. Refularea pe plastometru are avantajul ca se apropie foarte mult de conditiile de deformare plastica prin forjare sau laminare din punctul de vedere al schemei de tensiuni aplicate. În ceea ce priveste elementele de aliere, relatia (1) este valabila pentru un continut de carbon în limitele 0,04 - 1,2% si pentru un continut maxim de: 14% Mn; 4% Si; 24% Cr; 76% Ni; 17% W; 10% Mo; 1% V; 3% Ti; 5% Al; 15% Co; 1% Nb; 2% Cu.

Din punctul de vedere al conditiilor de deformare plastica, viteza de deformatie, temperatura si gradul de deformare trebuie sa se încadreze în limitele: $\dot{\varepsilon} = 0{,}01 - 150\ s^{-1}$, $t = 800\text{-}1300^0C$, $\varepsilon = 0{,}05 - 0{,}3$. Aceste limite pentru $\dot{\varepsilon}$, t si ε acopera întregul domeniu de valori în care se realizeaza deformarea plastica prin forjare sau prin laminare. De mentionat ca relatia (1) nu este recomandata în cazul otelurilor cu continut mai mare de 13% Cr si fara Ni, adica otelurile feritice. Pentru aceste oteluri rezistenta la deformare calculata este mult mai mare decât cea reala.

Programul de calcul s-a realizat în limbaj "Turbo Pascal", fiind astfel structurat încât, pe lânga calcularea rapida a rezistentei la deformare în conditii date, sa poata fi trasate si graficele de variatie a rezistentei la deformare în functie de temperatura, viteza de deformatie si grad de deformare. Pentru exemplificare, în figurile 1,2 si 3 sunt prezentate

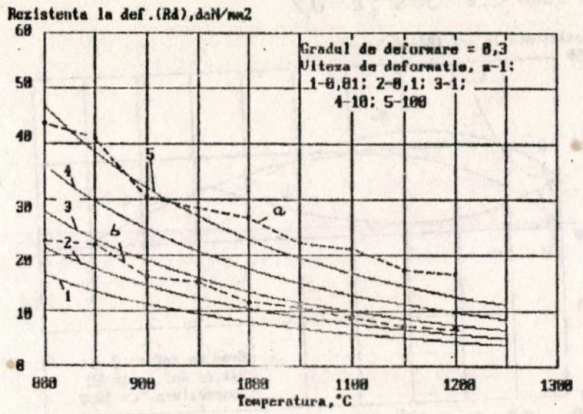


Fig. 1

Evolutia rezistentei la deformarea plastica a otelului 30VCrW85 în functie de temperatura:
1,2,3,4,5 - curbe determinate prin calcul; a,b - curbe determinate experimental pentru: $\dot{\varepsilon} = 90\text{-}120 s^{-1}$ (a) si $\varepsilon = 0{,}01\text{-}0{,}12 s^{-1}$ (b)
30VcrW85 steel plastic deformation evolution function the temperature:
1, 2, 3, 4, 5 - calculation determined curves; 1, b experimented determined curves for: $\dot{\varepsilon} = 90\text{-}120 s^{-1}$ (a) si $\varepsilon = 0{,}01\text{-}0{,}12 s^{-1}$ (b).

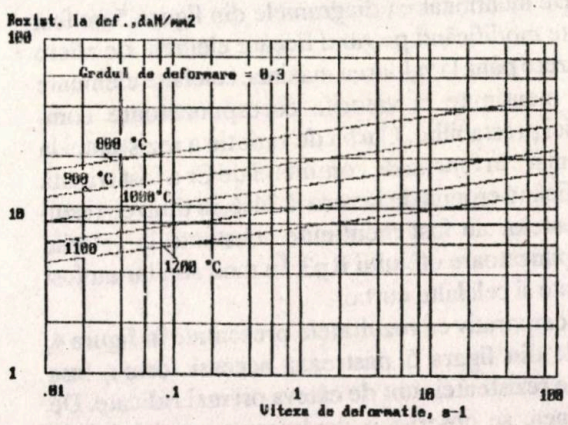


Fig. 2

Evolutia rezistentei la deformare a otelului 30VCrW85 în functie de viteza de deformatie ($\dot{\varepsilon}$)
30VCrW85 steel deformation resistance evolution function the deformation speed ($\dot{\varepsilon}$)

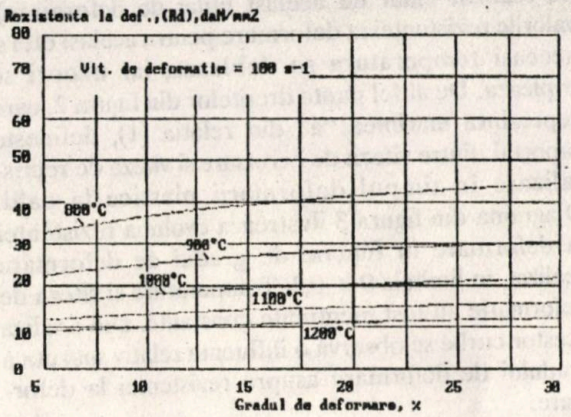


Fig. 3

Evolutia rezistentei la deformare a otelului 30VCrW85 în functie de gradul de deformare (ε)
30VCrW85 steel deformation resistance evolution function the deformation degree (ε)

graficele obtinute în cazul unui otel a... de scule, marca 30VCrW85, STAS 3611-88, cu urmatoarea compozitie chimica: 0,32%C; 0,27% Mn; 0,20% Si; 2,38% Cr; 0,05% Ni; 0,33% V; 6,94% W.

Din figura 1, în care este prezentata variatia rezistentei la deformare în functie de temperatura pentru $\varepsilon = 0{,}3$ si diferite viteze de deformatie, se observa o scadere pronuntata a rezistentei pe masura cresterii temperaturii, indiferent de valoarea vitezei de deformatie. Astfel, pentru $\dot{\varepsilon} = 100\ s^{-1}$, rezistenta scade de la 46 daN/mm^2 la temperatura de 800^0C pâna la 11 daN/mm^2 la temperatura de 1250^0C.

Pentru verificarea valabilitatii programului, au fost efectuate determinari experimentale pe un otel marca 30VCrW85 cu compozitie chimica identica cu cea prezentata mai sus. Experimentarile au fost realizate prin refulare la ciocan cu cadere libera si prin refulare la presa. Viteza medie de deformatie obtinuta în timpul refularii la ciocan a oscilat între 90 si 120 s^{-1}, iar în timpul deformarii la presa, între 0,1 si 0,12 s^{-1}. Pentru comparatie, în figura 1 au fost suprapuse curbele de variatie a rezistentei în functie de temperatura obtinute experimental (curbele a si b), peste cele calculate.

Din analiza rezistentei la deformare obtinuta pe cele doua cai se observa o apropiere foarte mare între alura curbelor si valorile rezistentei la deformare pentru aceeasi temperatura, viteze de deformatie si grade de deformare apropiate. În cazul deformarii la ciocan la temperaturi peste 1000^0C, valorile rezistentei la deformare sunt mai mari decât cele calculate deoarece gradul de deformare nu a putut fi mentinut sub limita de 0,3 impusa de relatia (1), ajungând la 0,5 pentru temperatura de 1250^0C.

Curbele din figura 2 arata o crestere logaritmica a rezistentei la deformare în functie de viteza de deformatie. Se mai observa de asemenea ca, marind viteza de deformatie de la 0,01 la 100 s^{-1} (lucru usor

de realizat chiar cu acelasi utilaj de deformare), valorile rezistentei la deformare pentru acelasi otel si aceeasi temperatura se dubleaza, iar uneori se tripleaza. De altfel panta dreptelor din figura 2, care reprezinta marimea "a" din relatia (1), defineste raportul dintre viteza de ecruisare si viteza de recristalizare în timpul deformarii plastice la cald. Diagrama din figura 3 ilustreaza evolutia rezistentei la deformare în functie de gradul de deformare realizat, în limitele 0 ÷ 0,3. Temperatura si viteza de deformatie au fost mentinute constante. Din analiza acestor curbe se observa o influenta relativ scazuta a gradului de deformare asupra rezistentei la deformare.

Programul de calcul a fost diversificat astfel încât sa poata fi utilizat si pentru studierea influentei fiecarui element de aliere al unui otel asupra rezistentei la deformare, în conditii de deformare date. În figura 4 este prezentata variatia rezistentei la deformare în functie de principalele elemente de aliere. Parametrii de deformare au avut valori constante, si anume: $t = 1000^0C$, $\dot{\varepsilon} = 50\ s^{-1}$, $\varepsilon = 0,2$.

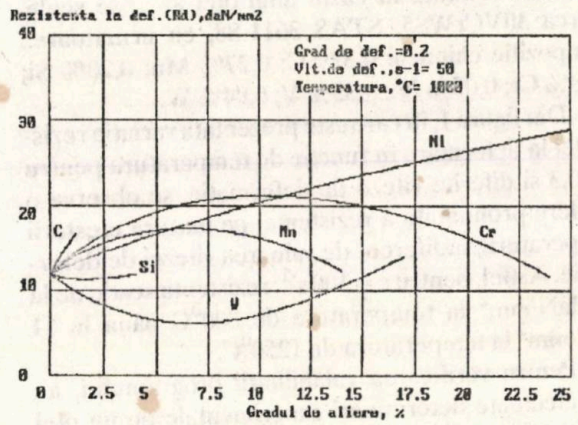


Fig. 4

Influenta elementelor de aliere asupra rezistentei la deformare a unui otel cu 0,04% C
Alloy elements influence on the deformation resistance of a steel with 0.04 %C

Valoarea rezistentei la deformare de pe ordonata la origine din figura 4 (11,9 daN/mm^2) corespunde otelului nealiat, cu continut de 0,04% C. Adaosul de C în limitele 0,04-1,2% conduce la o crestere a rezistentei la deformare de la 11,9 la 17 daN/mm^2. Prin alierea otelului care are 0,04% C cu Cr rezulta o crestere continua a rezistentei la deformare pâna la un continut de Cr de 10%, valoare peste care rezistenta la deformare scade.

O influenta asemanatoare cu cea data de Cr o are Mn. Deosebirea între cele doua elemente consta în influenta mai slaba a Mn si o deplasare spre stânga, la aproximativ 5,5% Mn, a maximului de influenta asupra rezistentei la deformarea plastica. O crestere importanta a rezistentei la deformarea plastica este data de alierea cu Ni. Astfel, adaosul de Ni de la zero la 25% conduce la o crestere a rezistentei la deformare de la 11,9 la 29 daN/mm^2.

Wolframul scade rezistenta la deformare numai pâna la aproximativ 6,5%. Peste aceasta valoare rezistenta la deformare începe sa creasca. Din diagrama se observa ca siliciul pâna la 4%, adaugat în otelul care contine 0,04% C, nu influenteaza semnificativ rezistenta la deformare.

Influenta elementelor de aliere asupra rezistentei la deformarea plastica poate fi studiata si în varianta în care se porneste de la o compozitie chimica prestabilita, corespunzatoare unei marci de otel. Astfel, în figura 5 sunt prezentate curbele de variatie a rezistentei în functie de principalele elemente de aliere, pornind de la o compozitie chimica prestabilita, corespunzatoare otelului Rp3. Aceasta este: 0,75% C; 0,45% Mn; 0,30% Si; 4% Cr; 17% W; 1,2% V. Temperatura, gradul de deformare si viteza de deformatie au fost, ca si în cazul prezentat anterior: $t = 1000^0C$; $\dot{\varepsilon} = 50\ s^{-1}$; $\varepsilon = 0,2$.

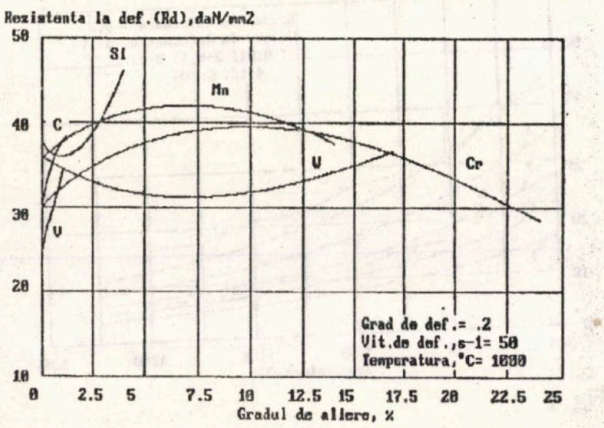


Fig. 5

Influenta elementelor de aliere asupra rezistentei la deformare a unui otel cu compozitie chimica prestabilita, corespunzatoare marcii Rp3
Alloy elements influence on the deformation resistance of a steel with pre-established chemical composition corresponding Rp3 type

De mentionat ca diagramele din figura 5 au fost trasate modificând pe rând fiecare element de aliere de la zero pâna la valoarea maxima, celelalte elemente fiind mentinute la valorile corespunzatoare compozitiei prestabilite. Curba de variatie a rezistentei la deformare în functie de continutul de Cr a fost trasata modificând cromul de la zero la 24%, în timp ce restul elementelor au fost mentinute constante la valorile corespunzatoare otelului Rp3. În mod similar au fost realizate si celelalte curbe.

Comparativ cu rezultatele prezentate în figura 4, curbele din figura 5 pastreaza aceeasi forma, însa valorile rezistentei sunt de câteva ori mai ridicate. De asemenea, se observa o deplasare a maximului de influenta a continutului de Mn de la 5,5 la 7,5%. Pe de alta parte, se face simtita influenta continutului de siliciu. Pâna la 1,25% Si rezistenta la deformare are o tendinta usoara de scadere. Cresterea continutului de Si de la 1,25 la 4% provoaca o crestere a rezistentei

cu 10 daN/mm^2.

Pe ansamblu se poate aprecia ca programul de calcul permite studierea influentei conditiilor de deformare (temperatura, grad de deformare, viteza de deformatie) asupra rezistentei la deformarea plastica pentru foarte multe combinatii de compozitie chimica, fara a executa experimentari prealabile. De asemenea, poate fi folosit ca subprogram pentru calculul fortei, cuplurilor sau lucrului mecanic în programele pe calculator destinate modelarii si optimizarii proceselor tehnologice de forjare sau laminare.

BIBLIOGRAFIE

[1] **L.,V., Andreiuk s.a.:** *Analiticeskaia zavisimosti soprotivlenia deformatii stalei i splavov ot ih himicescovo sostava*. In: Stali, U.R.S.S., nr. 6, 1972, p. 522-523

[2] **I., Dragan s.a.:** *Studii si cercetari experimentale privind utilizarea greutatii maxime de lingou pe grupe de oteluri pentru deformarea plastica la prese*. In: Cercetari metalurgice, ICEM Bucuresti, vol. 18, 1977, p. 363-379

REVISTA REVISTELOR

Prace Instituti Metalurgii Zelaza, *Polonia, 1994, nr.1-2*

- *Posibilitatile de reducere a consumului de energie la aglomerarea minereurilor de fier, p.1275*
- *Noi cuptoare cu consum energetic mic pentru benzi sinterizate p.1276*
- *Incarcarea selectiva a diferitelor fractiuni de cocs în furnal, p.1277*
- *Alegerea metodelor echipamentelor pentru evaluarea materialelor feroase pentru procesul COREX, p.1278*
- *Elaborarea mecanica a aliajelor Fe-Al, p.1279*

Giesserei, *Germania, 1994, nr.11*

- *Tehnologia turnatoriilor 1993/94: Executarea formelor si a miezurilor. Extindere si tendinte, p.324*
- *Conducerea automatizata a instalatiilor de deservire a cubilourilor prin aplicarea logicii "Fuzzy", p.329*
- *Procedeul HTM (Hitgh Turbulence Mixing) pentru tratarea topiturilor la elaborarea fontei si otelului si pentru prepararea prafurilor industriale p.332*
- *Tratarea controlata a fontelor cu magneziu, în cursul turnarii, p.339*
- *Turnarea la dimensiuni apropiate de acelea finite: o comparatie între procedeele "Sqneaze-casting" si "Thixocasting" p.342*
- *Turnarea magneziului sub presiune; sanse si riscuri ale dezvoltarii pe viitor, la scara mondiala, p.350*
- *Instalatie pentru prepararea nisipului pentru formare, cu racire simultana sub vacuum, p.355*
- *Manipulatoare în finisarea industriala - Experiente acumulate din utilizarea acestora într-un numar mare de cazuri practice p.358*
- *Sinteza bibliografica anuala - Fonta cu grafit sferoidal - partea I (31), p.365*
- *Informatii tehnice scurte, p.131 si 378*
- *Informatii economice, p.382*

Giesserei, *Germania, 1994, nr.12*

- *Situatia economica a turnatoriilor de metale neferoase, p.393*
- *Micsorarea dimensiunii grauntilor la produsele turnate din aliaje de aluminiu, p.398*
- *Degajarile de "fosfin" (PH_3); la prelucrarea prin achiere a fontei cu grafit sferoidal, p.407*
- *Tehnologii noi de turnare "compozita" pentru fabricatia de piese cu mare rezistenta la uzura, p.410*
- *Sinteza bibliografica anuala asupra fontei cu grafit sferoidal (31) partea a 2-a, p.414*
- *Informatii:*
  - ♦ tehnice scurte, p.5
  - ♦ asupra patentelor, p.422-426
  - ♦ DBF (asociatia maistrilor formatori), p.427
  - ♦ congrese, p.397

POSIBILITATI DE APLICARE A SULFURII DE MOLIBDEN PE SUPRAFETE METALICE FOSFATATE DIN MEDII APOASE

Prof. dr. ing. Stellana Cretu, conf. dr. chim. Camelia Georgeta Calin, ec. Gh. Cretu
Academia de Stiinte Economice

C.Z.: 669.28

În procesele de deformare plastica, din energia utilajului, o parte se pierde pentru învingerea frecarilor dintre semifabricat si scule, fenomen care duce la o uzura accentuata a sculelor, micsorând durabilitatea acestora la obtinerea unor suprafete prelucrate necorespunzatoare.

Având în vedere natura complexa a fenomenelor care apar la suprafetele de contact în timpul prelucrarii, a importantei cresterii mentenabilitatii utilajelor si obtinerea unor suprafete prelucrate corespunzatoare, se impune optimizarea lubrifierii si a lubrifiantilor.

Bisulfura de molibden este un lubrifiant solid de calitate superioara care îsi mentine proprietatile într-un domeniu larg de conditii de lucru, în special în cazul ungerii la limita sau al ungerii uscate, formând filme aderente si foarte rezistente pe suprafetele metalice. Afinitatea puternica fata de suprafetele metalice cu care vine în contact justifica utilizarea MoS_2 chiar în cazul regimului de ungere hidrodinamica. Structura cristalina si natura legaturilor MoS_2 îi determina atât tensiunea de forfecare scazuta cât si proprietatile de polaritate foarte pronuntate. Aceste caracteristici permit obtinerea - în cazul folosirii lubrifiantilor sulfomolibdenici - unor coeficienti de frecare scazuti si asigurarea capacitatii peliculei de a rezista la presiuni specifice mari de deformare (150...200 daN/mm^2).

MoS_2 se utilizeaza ca lubrifiant sub diferite forme: pulbere depusa prin frecare pe suprafetele metalice, pasta, adaos în uleiuri sau în unsori, adaos în alte medii (rasini organice, silicati, fosfati, silicon, apa etc.) [1]-[5].

În medii apoase, cantitatea de bisulfura de molibden este cuprinsa între 5 si 60%, fiind suspendata cu ajutorul agentilor anionici (sapunuri de sodiu, de zinc) în prezenta fosfatilor care - probabil - asigura aderenta optima pe piesele fosfatate a MoS_2 si lubrifierea dupa îndepartarea solventului.

În vederea hidrofilizarii MoS_2 si a obtinerii amestecurilor apoase anticorosive si stabile în stare de suspensie, necesare procesului de lubrifiere a pieselor de OLC 45 fosfatate ce urmeaza a fi prelucrate prin deformare plastica, s-au preparat 5 variante cu 35 de subvariante de astfel de suspensii.

Partea experimentala

Hidrofilizarea MoS_2 s-a realizat prin utilizarea unor tenside anionice si/sau cationice sintetizate de autori sau tenside comerciale indigene în proportie de 10-32% [2].

Bisulfura de Mo care a fost utilizata si care provine din Baita Bihor a fost de trei categorii granulometrice si prezinta diferente din punctul de vedere al compozitiei si al structurii cristalelor, respectiv:

» sort 1. MoS_2 naturala cu marime medie a granulei: 20,85 μm;

» sort 2. MoS_2 sintetica cu marime medie a granulei: 7,82 μm;

» sort 3. MoS_2 sintetica cu marime medie a granulei: 6,39 μm.

Analiza difractometrica a acestor sorturi nu a pus în evidenta prezenta cuartului sau a altor compusi chimici. MoS_2 naturala se prezinta sub forma de cristale bine definite, cu aspect de placi cu foarte multe planuri de clivaj. MoS_2 sintetica se prezinta sub forma de cristale degradate, particule de forma aproximativ elipsoidala, de marime neuniforma, fara planuri de clivaj.

Testarea capacitatii de dispersie, stabilitatea dispersiei si adsorbtia conferita de catre tensida utilizata bisulfurii de molibden pe piesa OLC 45 - fosfatata s-au facut în comparatie cu o MoS_2 pulbere de import "Mollycotte Pulver Z", cu care s-a preparat acelasi tip de suspensii.

Capacitatea de adsorbtie a suspensiilor realizate s-a testat si comparativ cu suspensii de import: Molidag 15-G si Optimol 40, prin metoda gravimetrica.

Coeficientul de frecare a fost determinat prin metoda refularii plane a epruvetelor inelare imersate în prealabil în suspensia testata si uscate în curent de aer cald. S-a considerat ca materialul se supune modelului von MIESES. Diagramele teoretice pentru coeficientul de frecare au fost construite cu ecuatia Sofman.

Tabelul 1

Efectul determinat pe piese OLC-45 fosfatate I cu suspensie conform variantei 1
Determined effect on OLC-45 parts, suspension phosphatized I according to version I

Variantă	nr. probă	Δg	Δg med.	S_{lat} cm²	$\Gamma \frac{g}{cm^2} \cdot 10^{-3}$	Γ_{med} $\frac{g}{cm^2} \cdot 10^{-3}$	Coeficient de frecare μ
1/2	x	0,0702		10,504	6,683	5,88	
(25°C	x	0,0605	0,0618	10,512	5,75	5,88	0,10
	x	0,0550		10,503	5,23		
1/3	x	0,0998		10,51	9,5		
(25°C)	x	0,0975	0,101	10,502	9,28		0,10
	x	0,999		10,51	9,50	9,91	
	x	0,109		10,53	10,35		
1/4	182	0,0567		10,5331	5,383		
(25°)	59	0,0901	0,079	10,504	8,57	7,51	0,11
	x	0,0902		10,510	8,58		
1/5	63	0,0807	0,0854	10,571	7,63	8,1	0,10
(25°C)	x	0,0901		10,5042	8,57		
1/6	82	0,1152		10,502	10,9693		
(25°C)	196	0,1493	0,1478	10,4742	14,254	14,08	0,10
	161	0,1791		10,5170	17,0457		

Observatii: 1/2 varianta slaba - strat neuniform, friabil, impropriu tratamentului; 1/3 si 1/6 variante optime, straturi groase, relativ uniforme purin friabile; 1/5 strat subtire, negru, uniform

Metoda selectata a deformarii epruvetelor inelare permite - pe baza unor curbe teoretice standard - sa se determine coeficientul de frecare la deformarea plastica la rece si la cald cu un anumit grad de refulare, fara masurarea fortelor de deformare.

Epruvetele pe care s-a realizat testarea, confectionate din OLC 45, au avut urmatoarele caracteristici:

	Faza I	Faza II
Diametrul exterior (mm):	19,56	19,50
Diametrul interior (mm):	10,50	10,50
Grosimea (mm):	6,77	6,80
Rugozitatea suprafetei plane (R_a):	1,6	1,6
Grosimea de strat fosfatat μm:	8±2	25^{+3}_{-2}
Solutia de fosfatare:	Fosfatol IV	Fosfatol IV
Punctajul baii:	74	74

Pentru comparare, în cazul lubrifiantului Optimol 40, coeficientul de frecare are valoarea 0,10-0,11; în cazul Molidag 15-G coeficientul de frecare este de 0,14.

Rezultate si discutii

În tabelele 1-8 se prezinta datele experimentale selectate pentru variantele de lucru considerate optime sub aspectul coeficientului de frecare realizat si al starii suprafetei.

Din analiza datelor experimentale rezulta urmatoarele aspecte cu importanta teoretica si practica: suspensiile apoase pe baza de MoS_2 naturala si sintetica sunt stabile în timp si asigura o adsorbtie corespunzatoare a bisulfurii de molibden pe suprafata pieselor de OLC 45 fosfatate, realizându-se o adsorbtie specifica medie Γ_{med}: 5,75...32,72 $g/cm^2 x 10^{-3}$, în functie de varianta de lucru aplicata.

În toate cazurile se remarca valori scazute ale coeficientului de frecare, respectiv: 0,08-0,1, în cazul pieselor fosfatate (I) cu un strat fosfatat cu grosime de 8±2 μm; respectiv: 0,065-0,075 în cazul pieselor fosfatate (II) cu grosimea stratului fosfatat: 25 μm, (tab. 6,7):

Prin tratarea pieselor fosfatate cu suspensie de MoS_2, dupa ce în prealabil au fost încalzite la 105°C timp de 30 min., se remarca o substantiala crestere a

Tabelul 2

Efectul determinat pe piese OLC-45 prin tratare la 25°C cu suspensie, varianta 2
Determined effect on OLC-45 parts suspension treated at a temperature of 25°C, version II

Varianta	Nr. probă	Δg	Δg med.	S_{lat} cm^2	$\Gamma \frac{g}{cm^2} \cdot 10^{-3}$	Γ_{med} x10^{-3} $\frac{g}{cm^2}$	Coeficient de frecare μ
2/4	199	o,1391		1o,4879	13,263	19,68	
	184	o,1157		1o,4892	11,o3		
(t=25°C)	112	o,2394	o,2o736	1o,555	22,68	19,68	o,1o
	74	o,2779		1o,537	26,37		
	91	o,2647		1o,547	25,o9		
2/6	114	o,1623		1o,526	15,418		
	23	o,3o64	o,26o66	1o,572	18,113	15,665	o,1o
(t=25°C)	2o3	o,1915		1o,4879	18,259		
	177	o,22oo		1o,54oo	2o,87		
2/7	184	o,12o7		1o,485	11,51		
	179	o,o9o1		1o,482	8,6		
(t=25°C)	137	o,o732	o,o848	1o,5482	6,94	1o,1o	o,o9
	136	o,o885		1o,4688	8,45		
	81	o,o515		1o,519	4,9o		
2/8	1o6	o,24o6		1o,491	22,93		
	185	o,2198		1o,4879	2o,96		o,o9
(t=25°C)	16	o,12o5	o,2o77	1o,545	11,427	19,753	
	164	o,277o		1o,528	26,31		
	155	o,18o6		1o,534	17,14		
2/9	158	o,1913		1o,544	18,14		
	124	o,1o12		1o,529	9,61		
(t=25°C)	51	o,o871	o,1o946	1o,581	8,231	1o,384	o,o9
	18o	o,o71		1o,499	6,76		
	45	o,o967		1o,525	9,18		
2/1o	9	o,1215		1o,548	11,518		
	143	o,1738	o,16832	1o,555	1,646	16,o24	o,1o
(t=25°C)	34	o,199o		1o,4o7	19,12		
	153	o,179o		1o,5235	17,oo		
2/11	83	o,16o2		1o,555	15,1775		
	189	o,1698	o,16982	1o,5235	16,1353	16,11	o,1o
(t=25°C	125	o,17o2		1o,5321	16,16o		
	42	o,1791		1o,532	17,oo53		

Tabelul 3

Efectul determinat pe piesele OLC-45 fosfatate (I) tratate la 25°C cu compozitie conform variantei 3
Determined effect on OLC-45 parts phosphatized I, treated at a temperature of 25°C, according to version III

Varianta	nr. probă	Δg	Δg méd	S_{lat} cm^2	$\Gamma \frac{g}{cm^2} 10^{-3}$	Γ med $\frac{g}{cm^2} \cdot 10^{-3}$	Coeficient de frecare μ
3/1	75	o,11o5		1o,543	1o,48o8		
(25°C)	44	o,o837		1o,5o7	7,9661		
	28	o,o981		1o,534	9,3127		
	71	o,o86		1o,5o3	8,188		
	35	o,o8o4	o,1o98	1o,662	7,612	1o,43	o,11
	6o	o,1o56		1o,518	1o,o39		
	1o5	o,o97o		1o,563	9,183		
	88	o,1521		1o,543	14,43		
	115	o,1471		1o,482	14,o33		
	24	o,138o		1o,563	13,o64		
3/2	1o2	o,1o94		1o,625	1o,296		
	43	o,127o		1o,571	12,o14		
(25°C)	166	o,2o5o		1o,5o7o	19,51o9		
	191	o,1239		1o,5153	11,782		
	152	o,o946	o,11862	1o,5248	8,98	11,25	1,12
	68	o,1121		1o,522	1o,653		
	118	o,11o7		1o,592	1o,457		
	77	o,o869		1o,447	8,3181		
	86	o,1o29		1o,577	9,728		
	28	o,1137		1o,561	1o,766		
3/3	2oo	o,1497		1o,4646	14,3o53		
(25°C)	163	o,1563	o,1517	1o,5744	14,78o	14,42	o,11
	144	o,1491		1o,5153	14,18o		
3/4	147	o,o998		1o,5o51	9,5oo		
/25°C)	122	o,1o74	o,1o743	1o,5552	1o,1781	1o,21	o,1o
	85	o,115o		1o,5o6	1o,95 56		

Tabelul 4

Efectul determinat pe piesele OLC-45 fosfatate (I) tratate la 25°C cu compozitii lubrifiante conform variantei 3
Determined effect on OLC-45 parts phosphatized I, treated at a temperature of 25°C with lubricant composition according to version III

Varianta	nr.	Δg	Δg_{med}	S_{lat} cm^2	$\Gamma \cdot 10^{-3}$ $\frac{g}{cm^2}$	$\Gamma_{med} \cdot 10^{-3}$ $\frac{g}{cm^2}$	coeficient de frecare
5/1	186	0,1039		10,5140	9,882		
	98	0,1141		10,480	10,887		
(25°C)	47	0,1073	0,10901	10,582	10,1398	10,357	0,10
	183	0,1060		10,522	10,0741		
	174	0,1173		10,5070	11,163		
	171	0,1055		10,5509	9,999		
5/2	108	0,1444		10,563	13,670		
	94	0,1377		10,604	12,9856		
(25°C)	29	0,1215	0,13236	10,533	11,5351	12,53	0,09
	31	0,1236		10,567	11,696		
	117	0,1346		10,562	12,743		
5/3	40	0,085		10,493	8,1006		
	188	0,0901		10,5275	8,558		
(25°C)	178	0,0527	0,09326	10,5166	5,011	7,24	0,09
	148	0,0741		10,5235	7,0413		
	53	0,0794		10,547	7,53		
5/4	52	0,0629		10,521	5,978		
(25°C)	99	0,0802	0,07913	10,577	7,582	7,51	0,11
	73	0,0943		10,511	8,9715		
5/5	89	0,0596		10,518	5,6664		
(25°C)	135	0,0623	0,06206	10,5453	5,907	5,89	0,09
	141	0,0643		10,5235	6,110		
5/6	181	0,1445		10,485	13,7625		
(25°C)	119	0,1392	0,1417	10,562	13,1793	13,44	0,10
	x	0,1405		10,509	13,369		

Tabelul 5

Efectul determinat pe piesele OLC-45 tratate la 105°C cu suspensie apoasa de MoS_2 conform variantei 2
Determined effect on OLC-45 parts, treated at a temperature of 105°C with MoS_2 aqueous suspension according to version 2

Varianta	nr. probă	Δg	Δg_{med}	S_{lat} cm^2	$\Gamma \frac{g}{cm^2} \cdot 10^{-3}$	$\Gamma_{med} \frac{g}{cm^2} \cdot 10^{-3}$	Coeficient de
2/8	138	o,2357		1o,533	22,337		
(1o5°C)	156	o,342o		1o,4523	32,72		
	26	o,3432	o,3o174	1o,512	32,648	29,23	o,o9
	111	o,3o3o		1o,519	31,3718		
	79	o,2848		1o,53o	27,o46		
2/9	67	o,1465		1o,549	13,8875		
	66	o,o837		1o,544	7,9381		
(1o5°C)	27	o,o89o	o,1o86	1o,514	8,465	1o,32	o,o9
	121	o,o667		1o,545	6,325		
	49	o,1571		1o,469	15,oo6		
2/1o	22	o,1684		1o,491	16,o518		
	39	o,2553		1o,544	24,2128		
(1o5°C)	41	o,1871	o,2o8o8	1o,562	17,714	19,7537	o,1o
	176	o,1854		1o,543o	17,585		
	87	o,2457		1o,588	23,2o5		
2/11	2	o,1178		1o,582	11,132		
	173	o,o949		1o,544o	9,oo		
(1o5°C)	92	o,o373	o,1248	1o,522	3,544	11,8o3	o,1o
	7o	o,2o37		1o,566	19,27		
	116	o,17o3		1o,587	16,o7o		

Tabelul 6

Efectul determinat pe piesele OLC-45 fosfatate (I) tratate la 105°C cu compozitii lubrifiante conform variantei 5

Determined effect on OLC-45 parts phosphatized (I), treated at a temperature of 105°C with lubricant compositions according to version 5

Varianta	nr. probă	Δg	Δg_{med}	S_{lat} cm^2	$\Gamma \frac{g}{cm^2} \cdot 10^{-3}$	$\Gamma_{med} \frac{g}{cm^2} \cdot 10^{-3}$	Coeficient de frecare
5/1	55	o,1387		1o,547	13,15o6		
	193	o,1488	o,14675	1o,5935	14,o46		
(1o5°C)	151	o,1526		1o,4728	14,571	13,95	o,o9
	197	o,1469		1o,47o1	14,o3		
	x	o,147o		1o,512	13,984		
5/3	69	o,o242		1o,521	2,3oo		
	154	o,o945		1o,4932	9,oo5		
(1o5°C)	5o	o,o971	o,o76	1o,534	9,217	7,21	o,o9
	25	o,o7o3		1o,536	6,677		
	18	o,o939		1o,571	8,88		
5/4	8	o,o634		1o,611	5,975		
	172	o,o952		1o,5618	9,o13		
(1o5°C)	194	o,o796	o,o852	1o,4195	7,639	7,817	o,1o
	17o	o,1o29		1o,5o15	9,798		
	x	o,o7o		1o,5o92	6,66		
5/5	62	o,1o13		1o,571	9,582		
	21	o,1o84		1o,547	1o,27		
(1o5°C)	19o	o,o97o	o,1o355	1o,4797	9,256	9,714	o,o9
	132	o,1o75		1o,561	1o,179		
	x	o,o98		1o,552	9,287		
5/6	157	o,13o1		1o,5153	12,372		
	9o	o,1666		1o,552	15,788		
(1o5°C)	113	o,1524	o,1523	1o,536	14,464	14,475	o,o8
	187	o,16o1		1o,4797	15,277		

Tabelul 7

Efectul determinat pe piesele fosfatate (II) OLC-45 tratate cu suspensie 6/1≡ 5/1 M
Determined effect on OLC-45 phosphatized parts (II), suspension 6/1≡ 5/1 M treated

Nr. probă	ΔG	ΔG med	$\Gamma \frac{g}{cm^2} \cdot 10^{-3}$	Γ med. $\frac{g}{cm^2} \cdot 10^{-3}$	Coeficient de frecare μ
24	o,o8o7		7,67		
85	o,o919		8,74		
86	o,o923		8,78		
84	o,o795		7,56		
83	o,o783		7,45		
82	o,o928	o,o89	8,82	8,47	o,o65
81	o,o837		7,963		
8o	o,o888		8,44		
79	o,o893		8,49		
78	o,o9o1		8,57		
77	o,o834		7,93		
76	o,12oo		11,41		

Observatii: Probele OLC-45 tratate cu suspensia de MoS_2 naturala 5/1, prezinta un strat foarte uniform, gri-argintiu, foarte rezistent, asemanator celui realizat cu Molidag 15-G

Tabelul 8

Efectul determinat pe piesele OLC-45 fosfatate (II) tratate cu suspensii de MoS_2 conform variantei 2/9 la 25°C
Determined effect on OLC-45 phosphatized parts (II), MoS_2 suspension treated according to version 2/9 at a temperature of 25°C

nr. probă	Δ Γ	Δ G med.	Γ (g/cm²)x1o⁻³	Γ med. g/cm² x1o⁻³	Coef. frecare μ
53	o,o697		6,63		
52	o,o851		8,1o		
51	o,o631		6,oo		
5o	o,o944		8,99		
49	o,o972		9,25		
48	o,o764	o,o765	7,27	7,28	o,o75
47	o,o844		8,o3		
45	o,o649		6,18		
44	o,o7o3		6,7		
43	o,o692		6,6		
42	o,o754		7,18		
39	o,o685		6,52		

Observatii: Stratul de MoS2 obtinut este nefriabil, uniform; ΔGmed.<ΔGmed. obtinut cu piesele OLC-45 fosfatate I, aceasta datorita procedeului diferit de uscare prin insuflare cu aer. Stratul MoS_2 este uniform, negru si rezistent la procedura de manipulare. Datorita calitatii stratului fosfatat ($25^{+3}_{-2}\mu$m grosime se remarca o absorbtie uniforma si o reducere a coeficientului de frecare de la 0,09 la 0,075, mult mai bun decât în cazul produselor din import

adsorbtiei specifice (Γ), o uniformitate a stratului adsorbit, dar nu se remarca o substantiala scadere a coeficientului de frecare (cu exceptia cazului 5/6, tab. 6). De altfel, un strat prea gros de MoS_2 adsorbit pe suprafata piesei poate duce la colmatarea matritei, aspect nedorit în procesul de prelucrare.

MoS_2 naturala se comporta diferit fata de cea sintetica, datorita planurilor de clivaj si a structurii sale cristaline. Astfel, în toate variantele de lucru, stratul adsorbit este uniform gri argintiu, rezistent, asemanator cu cel obtinut cu Molidag 15-G. Coeficientii de frecare, însa, sunt mai buni în cazul bisulfurii de molibden naturale (varianta 2/7; 2/8; 3/1; 5/1; 6/2).

Bisulfura de molibden sintetica cu 9 treceri prin moara coloidala, cu granulatia cea mai fina (6,39 μm) asigura o comportare asemanatoare cu cea a bisulfurii naturale; stratul adsorbit, însa, este negru dar uniform si rezistent.

Dintre variantele testate, cea mai buna este 5/1...5/6 sub aspectul stratului adsorbit, al rezistentei acestuia si al coeficientului de frecare (tab. 4,6,7). Pentru piesele fosfatate (II) cu un strat de 25 μm si varianta 2/9 (tab. 8) prezinta interes, cu un coeficient de frecare de 0,075.

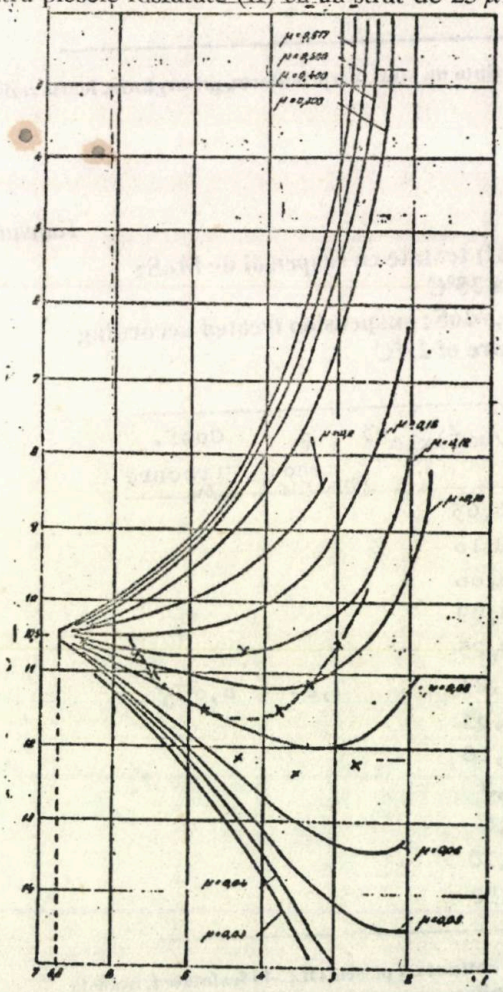


Fig. 1

Curbele teoretice de variatie ale coeficientilor de frecare pentru proba cu inele. Rezultatele testelor pentru varianta 5/1 (x)
Theoretical curves of the friction coefficient for ring test. Test results for version 5/1 (x)

Piesele fosfatate (II) cu o grosime de strat fosfatat uniforma si mare (25^{+3}_{-2} μm), fata de cele cu strat subtire (I), adsorb MoS_2 în strat uniform, cu valori ale adsorbtiei specifice mai mici (tab. 7) si 8), si se realizeaza un coeficient de frecare mai mic. Rezulta deci, faptul ca adsorbtia specifica a MoS_2 este în strânsa legatura cu natura suprafetei metalice, cu calitatea stratului fosfatat, dar depinde si de structura bisulfurii de molibden.

Stabilitatea si calitatea stratului adsorbit pe suprafata metalica depind si de natura tensidei utilizata în procesul de hidrofilizare, de concentratia acesteia în raport cu cantitatea de MoS_2.

Concluzii

Prin utilizarea MoS_2 naturala si sintetica de provenienta indigena si tenside sintetizate de autori si din comert, din productie indigena, s-au realizat mai multe variante de suspensii stabile prin hidrofilizarea bisulfurii de molibden la pH 6-8. Suspensiile respective asigura o buna adsorbtie a MoS_2 pe suprafata OLC 45 fosfatata, asigurând un strat uniform si rezistent care, dupa uscare, asigura o buna lubrifiere în procesul de deformare plastica la rece a reperului metalic, reducând coeficientul de frecare la valori de 0,06-0,10.

Reducerea coeficientului de frecare în procesul de prelucrare prin deformare plastica la rece a pieselor OLC 45 fosfatate nu depinde de adsorbtia specifica a MoS_2 pe suport, ci de structura acestui strat, de calitatea MoS_2 si de gradul de fosfatare al suprafetei.

MoS_2 naturala prezinta mai multe plane de clivaj, o structura cristalina uniforma si asigura o adsorbtie uniforma, o lubrifiere mai buna, cu coeficientii de frecare cei mai redusi.

Variantele de aplicare a MoS_2 pe suprafata OLC 45 fosfatata asigura o buna lubrifiere a acestora în procesul de prelucrare prin deformare plastica cu coeficienti mai mici decât cei ai lubrifiantilor consacrati.

Bibliografie

[1] **Cretu, S., Isaic, M.A.**, Metalurgia, România, 36 (1984), nr. 9, p. 448

[2] **Cretu, S. s.a.**, Brevet România nr. 73213, nr. 73214 (1979)

[3] **Cretu, S. s.a.**, Brevet România nr. 75528; nr. 75529 (1880)

[4] **Cretu, S., Tomescu, M.**, Buletin Univ. Politehnica Buc., 1994

[5] x x x Brevet S.U.A., nr. 3079204

[6] **Braithwaite, E.R., Rowe, G., W.**, *Principles and Applications of Lubrification with Solid Scientification*, Londra 1963

"Numai conformitatea cu experienta poate sa dovedeasca adevarul unei pareri"

Claude Adrien Helvetius (1715-1771)

CERCETAREA EXPERIMENTALA A STARII DE TENSIUNI ÎN TRAVERSELE BATIURILOR PRESELOR HIDRAULICE

Conf. dr. ing. M. Bejan - Universitatea Tehnica din Cluj Napoca

C.Z.: 621.74

Consideratii generale

Batiul reprezinta componenta principala a presei propriu-zise, care este partea esentiala din ansamblul instalatiei unei prese hidraulice (masa batiului constituie 50-70% din masa totala a presei propriu-zise).

Parte constitutiva a batiurilor preselor hidraulice, traversele (superioara, inferioara sau mobila) sunt piese complexe, realizate monobloc (de regula pentru forte de pâna la 30-40 MN) sau asamblate din mai multe componente obtinute prin turnare, forjare ori din placi laminate (cu/fara pretensionare).

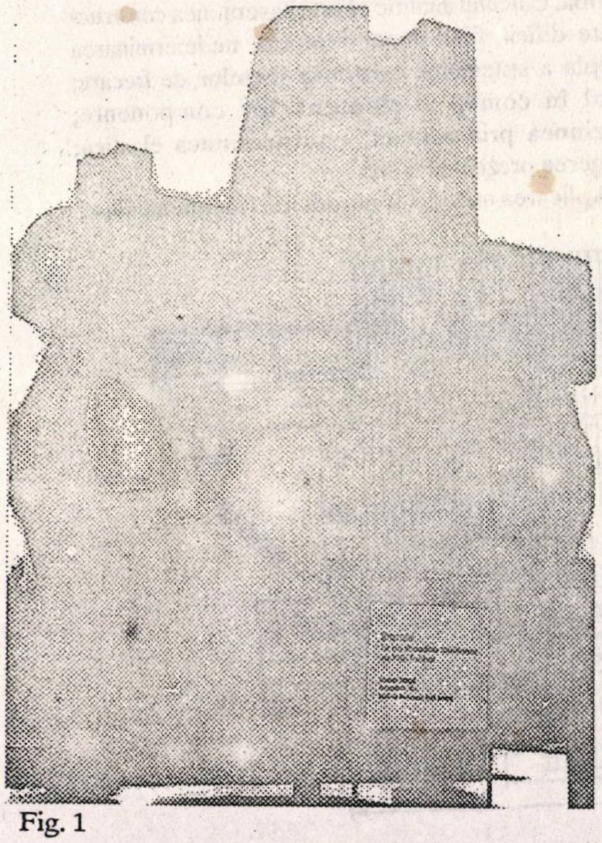


Fig. 1

Traversa inferioara (confectionata monobloc) a presei hidraulice de 25 MN cu actionare inferioara
Lower cross-arm of 25 MN hydraulic press, lower operation (monoblock made)

În figura 1 se prezinta traversa inferioara - executata monobloc, pentru presa hidraulica de forjare libera de 25 MN (cu patru coloane, cu actionare inferioara), iar în figura 2 traversa superioara - compusa din mai multe elemente ale presei hidraulice de forjat de 150 MN (cu trei cilindri de lucru, Hydraulik, Duisburg). Constructia acestor tipuri de traverse impune turnatoriilor si uzinelor prelucratoare conditii dificile si cerinte ridicate de calitate.

În realizarea tonajelor mai mari, constructorii de prese au adoptat solutia batiului compus din placi laminate (cu/fara pretensionare).

Astfel, presa hidraulica MN (NKMZ - CSI) are batiul executat din doua cadre, fiecare format din câte 20 de etriere 1 în forma de C, grupate în doua pachete de cadre, pretensionate (termic) cu ajutorul garniturilor 2, grinzilor 3 si tirantilor 4 (fig. 3).

Presa hidraulica de 750 MN destinata matritarii pieselor din aliaje usoare (a carei proiectare a fost începuta în anul 1955 de catre NKMZ si VNIIMET-MAS, iar constructia a început în 1957, fiind data în exploatare în anul 1960) are batiul format din patru

Fig. 2

Traversa superioara (executata din mai multe bucati asamblate) a presei hidraulice de 150 MN (constructie Hydraulik, Duisburg)
Upper cross-arm (made of many assembled parts) of 150 MN hydraulic press (Hydraulik construction, Duisburg)

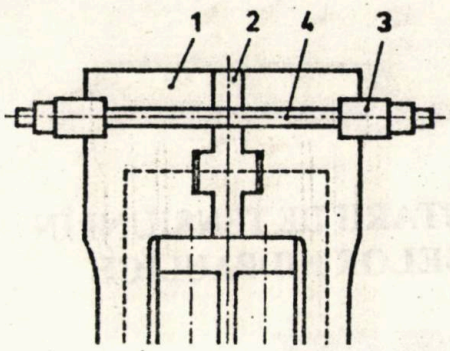


Fig. 3

Schema traversei superioare a unui cadru ce compune batiul presei hidraulice de matritat de 750 MN - NKMZ
Upper cross-arm frame diagram of a hydraulic drop press, trunk, 750 MN - NKMZ, CSI type

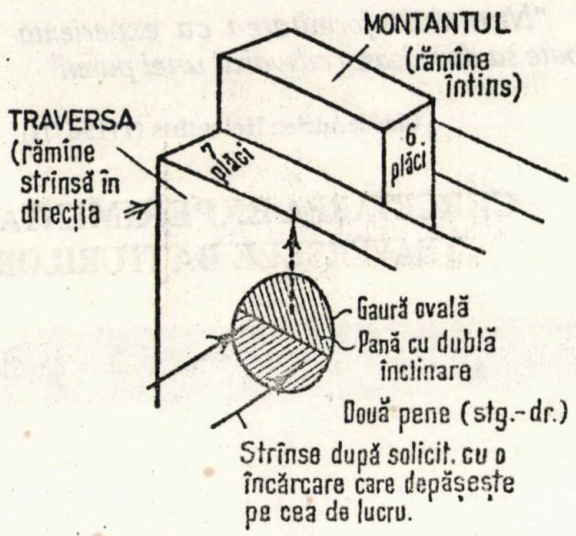


Fig. 4

Fixarea colturilor unui pachet de cadre din placi, component al batiului presei hidraulice de 750 MN - NKMZ, CSI
Fixing the angles of a plate frame package as a part of hydraulic press trunk, 750 MN - NKMZ, CSI type

pachete de cadre asamblate din elemente confectionate din placi groase laminate (200 - 400 mm grosime) sudate în baie de zgura. Pentru fiecare cadru, montantii constau din sase, iar traversele din sapte placi, la colturi montarea facându-se conform figurii 4 [4].

Traversa mobila (fig. 5) este formata din placi laminate (transversale 1 si longitudinale 2) pretensionate cu ajutorul prezoanelor 3 [3].

Starea de tensiuni si deformatii în traverse

Calculul de rezistenta al traverselor turnate ale preselor hidraulice cu coloane se face considerându-le drept grinzi simplu rezemate la capete, încarcate cu forte concentrate sau uniform distribuite [3]. O asemenea simplificare duce la valori mari ale tensiunilor în sectiunile calculate, de obicei la mijlocul deschiderii.

O parte din componentele traverselor formate din placi laminate are o lungime mica în raport cu înaltimea, l/h = 3-4, adica sunt niste grinzi scurte, de tip saiba. Calculul analitic al unei asemenea constructii este dificil, fiind dependent de: nedeterminarea multipla a sistemului; existenta fortelor de frecare; lucrul în comun al elementelor componente; coroziunea prin contact; compresiunea elastica; strângerea prezoanelor etc.

Aplicarea metodelor numerice (mentionându-se

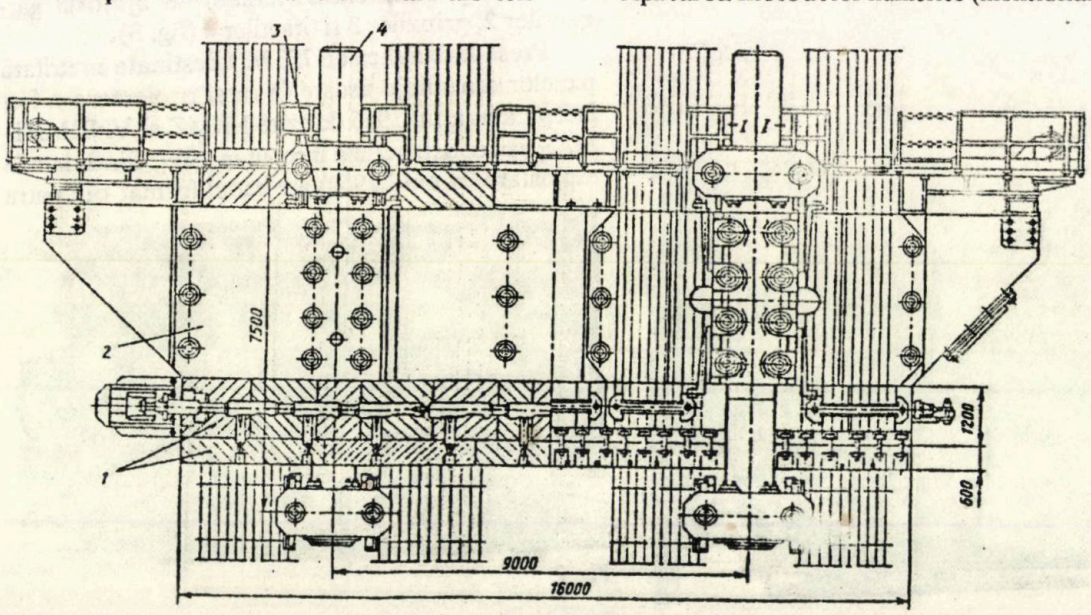


Fig. 5

Traversa mobila asamblata din placi laminate a presei hidraulice de matritat de 750 MN - NKMZ, CSI
Movable cross-arm assembled of laminated plates of 750 MN - NKMZ, CSI hydraulic drop press

analizele cu elemente finite si/sau cu elemente de frontiera, doar doua din aplicatiile cercetarii matematice dezvoltate în ultima perioada), a programelor de calcul adecvate si utilizarea calculatoarelor electronice sunt dependente de progresele în hardware, software ale tehnicilor interactive sau ale celor grafice.

În aceste situatii, cea mai buna cale de solutionare a analizei starii de tensiuni si deformatii în traversele preselor hidraulice este combinarea calculului analitic cu procedeul experimental adecvat.

Metodele experimentale se bazeaza pe masuratori efectuate pe masina reala, pe prototip, în faza de model la scara redusa sau model functional, folosind diferite tehnici (de preferat, combinarea acestora).

Realizarea modelelor experimentale

La proiectarea modelelor - precizarea formelor, dimensiunilor si tehnologiei de executie (dar si a dispozitivelor de solicitare sau auxiliare), o problema importanta o constituie calcularea coeficientilor de similitudine (a factorilor de scara).

Prima teorema fundamentala a similitudinii (a lui Newton) stabileste ca la fenomene similare, pe masina reala si pe model, criteriile de similitudine sunt numeric egale.

Daca partea mecanica în constructia utilajelor de deformare plastica este preponderenta (cazul preselor hidraulice), se aplica modelul elastic al lui Cauchy [2], care impune conditia realizarii acelorasi tensiuni σ pe model (m) si pe corpul real (r):

$$\frac{\sigma_r}{\sigma_m} = 1$$

ecuatia dimensionala fiind:

$$\frac{L_r^{-1} M_r T_r^{-2}}{L_m^{-1} M_m T_m^{-2}} = 1$$

în care L este lungimea; M - masa; T - timpul.

Notând scara lungimilor cu $K_L = L_r/L_m$ si pe cea a tensiunilor cu $K_\sigma = \sigma_r/\sigma_m$, în tabelul 1 s-au sistematizat principalele scari folosite în realizarea modelelor.

Tabelul 1

Principalele scari folosite în realizarea modelelor
Main scales used for models

COEFICIENŢI DE SIMILITUDINE (factori de scară)			
MODEL ELASTIC (Cauchy)		Studii foto-elastice	NOTAŢII NOŢIUNI
acelaşi material $E_r = E_m$	materiale diferite $E_r \neq E_m$		
$K_L = \frac{L_r}{L_m}$	$k_1 = \frac{E_r}{E_m}$	$\sigma_r = \sigma_m \frac{\alpha\beta}{\delta}$	L - lungime ; e - grosime ; r - obiectul real ; m - model ; E - modul de elasticitate longitudinal ; σ - tensiune ; F - forţă ; M - moment ; LM - lucru mecanic ; K - coeficient de similitudine (factor de scară) ; α - scara lungimilor ; β - scara grosimilor ; δ - scara forţelor
$K_\sigma = \frac{\sigma_r}{\sigma_m}$	$K_\sigma = \frac{E_r}{E_m} = k_1$	$\alpha = \frac{L_m}{L_r}$	
$K_F = \frac{F_r}{F_m} = K_L^2$	$K_F = K_L^2 \cdot k_1$	$\beta = \frac{e_m}{e_r}$	
$K_M = \frac{M_r}{M_m} = K_L^3$	$K_M = K_L^3 \cdot k_1$	$\delta = \frac{F_m}{F_r}$	
$K_{LM} = K_L^3$	$K_{LM} = K_L^3 \cdot k_1$		
Obs.: dacă obiectul şi modelul sunt din acelaşi material, $\varrho_r / \varrho_m = 1$ (ϱ - densitate)			

La alegerea scarii lungimilor, se tine seama de gabaritul si de complexitatea utilajului, iar în functie de procedeul experimental ales, de aparatura de masura disponibila si de posibilitatea achizitionarii datelor de intrare.

Din punctul de vedere al preciziei rezultatelor cercetarii, se recomanda alegerea unei scari cât mai mari, dar aceasta duce la consumuri de material, energie, dificultati în solicitarea modelului. Economic, este avantajoasa alegerea unei scari cât mai mici, desi aceasta impune existenta dispozitivelor adecvate de achizitie a datelor, a unei aparaturi de masura cât mai precise, evitarea efectului de scara (generator de erori), dificultati în prelucrarea datelor obtinute etc.

*

* *

Studii experimentale pe masina reala, pe prototip, în faza de model la scara redusa sau model functional au fost efectuate pe multe tipuri de prese hidraulice, exemplificând:

» presa hidraulica cu actionare inferioara tip CKW 6000 (Pilsen, Cehia) pentru care s-a construit un model functional la scara 1:10 prevazut tot cu trei cilindri de lucru ce au realizat 0,6 MN (în timpul încercarilor s-a ajuns si la 1,05 MN) -[5];

» modele ale traversei presei hidraulice de 750 MN (realizate la scara 1:36), precum si modelul functional al acesteia construit la scara 1:5 [3];

» presa hidraulica de matritat de 300 MN [6]. Pentru studiul experimental al diferitelor solutii constructive de traverse, s- au confectionat modele ale acestora la scarile 1:2,5 si 1:10, pe ultimul dintre acestea efectuându-se si încercari la oboseala;

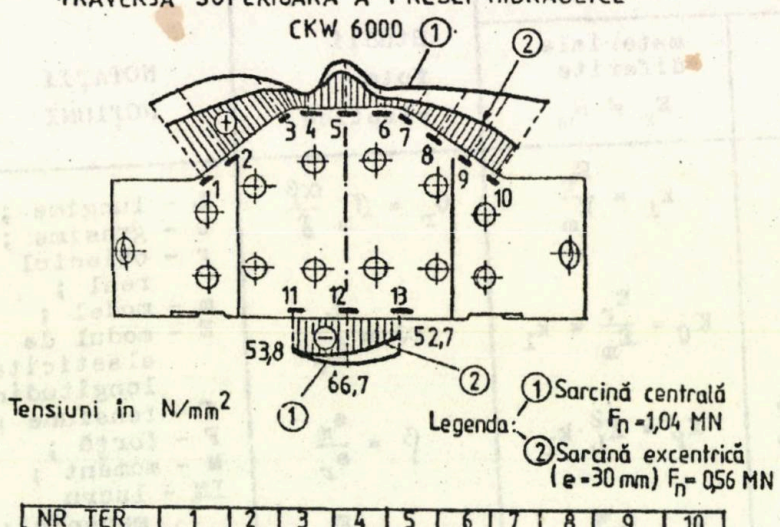
» batiul (simplificat) al presei hidraulice multifunctionale de 300 (350) MN (proiect românesc) realizat la scarile 1:50 pentru modelele studiate cu ajutorul tensometriei electrice rezistive si 1:100, respectiv 1:200 pentru modelele studiate fotoelastic [1];

» analiza experimentala pe utilaje reale: presele hidraulice de matritat de 150 si de 300 MN - Schloemann; presa de matritat de 100 MN - Mesta s.a. [3].

Unele rezultate experimentale

Tensiunea, fiind o marime abstracta, în general nu poate fi masurata direct. Înregistrând, însa, cu precizie deformatiile foarte mici care se produc în corpurile solicitate si aplicând, apoi, relatiile teoriei elasticitatii [2], se pot afla tensiunile corespunzatoare.

Dintre metodele de analiza experimentala utilizate în cercetarea constructiva a preselor hidraulice (si componentelor acestora), cele mai frecvente sunt tensometria electrica rezistiva, fotoelasticitatea bi- si tridimensionala, metoda lacurilor casante (o metoda relativ simpla de recunoastere a



NR TER	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10
curba ①	122,5	113	67,7	25,8	71	26,9	47,6	74,2	108,2	122,5
curba ②	80,5	73	46,2	19,5	52,1	15,9	28,7	42,6	57,4	53,5

Fig. 6

Variatia tensiunilor obtinute experimental în traversa superioara a modelului functional al presei CKW 6000 (pentru sarcina centrala de 1,04 MN si pentru sarcina de 0,56 MN aplicata la excentricitatea maxima de 30 mm)
Tension variation experimental obtained in the upper cross-arm of CKW 6000 hydraulic press model (for a central load of 1,04 MN and for a load of 0,56 MN applied at the end of 30 mm)

zonelor si directiilor periculoase de solicitare) si, mai putin, metoda holografica.

• Masurarile tensometrice cu traductoare electrotensometrice rezistive (în continuare TER) dispuse - in principal - perpendicular între ele (considerându-se stare plana de tensiuni), monoaxial si în unele sectiuni rozete tensometrice, efectuate asupra modelului în functiune al presei CKW 6000 [5], au dus la concluzia ca dimensiunile traversei trebuie fixate pentru sarcina maxima centrala (1,04 MN). Diferentele mari ale valorilor tensiunilor obtinute la cele doua încarcari (centrala, de 1,04 MN si la sarcina de 0,56 MN aplicata la excentricitatea maxima de 30 mm) au impus schimbarea asezarii nervurilor de rigidizare. Figura 6 indica neuniformitatea distribuirii tensiunilor obtinute experimental pentru cele doua încarcari realizate în traversa superioara a modelului functional al presei, ceea ce trebuie luat în considerare în activitatea de proiectare si exploatare.

• Cercetarile preliminare asupra distributiei tensiunilor în grinzile tip saiba din componenta batiului presei hidraulice de 750 MN au stabilit ca, pentru raportul l/h = 3-4, se pot folosi, cu aproximatie, metodele clasice de calcul din Rezistenta materialelor [3]. Datele obtinute prin calcul au fost verificate pe modelele traverselor presei executate la scara: 1:36, din sticla organica si metal (inclusiv la modelul în functiune al presei).

Tensiuni maxime de 100-120 N/mm^2 au fost obtinute în centrul placilor de mijloc atât la traversa inferioara cât si la cea mobila. Pentru placile longitudinale ale traversei mobile (fig. 5) ale presei hidraulice de 750 MN, tabelul 2 [3] sistematizeaza tensiunile din acestea, precum si valorile sagetilor masurate la mijlocul traversei solicitate.

Lucrul neuniform al placilor longitudinale poate fi caracterizat printr-un coeficient obtinut ca fiind raportul tensiunii din fibrele extreme ale placilor de mijloc si ale celor intermediare. Valoarea experimentala a acestui coeficient (1,289) este mai mica decât valoarea obtinuta prin calcul (1,42).

Experimental se constata ca excentricitatea longitudinala si cea transversala nu influenteaza practic marimea si caracterul tensiunilor din traverse [3]. Existenta excentricitatii face ca tensiunile în sectiunea I - I a ghidajelor traversei mobile (fig. 5) sa ajunga pâna la valori de 120 N/mm^2.

• Folosind metoda tensometriei electrice rezistive si metoda lacurilor casante s-au efectuat cercetari experimentale ale solicitarilor traverselor preselor hidraulice de mare tonaj [6].

Tensiunile determinate experimental pe modelul traversei superioare (formata din doua jumatati asamblate, în fiecare aflându-se doi cilindri de lucru) a presei hidraulice de matritat de 300 MN sunt prezentate în figura 7. Forma curbelor si semnele tensiunilor din sectiunile II si III se pot explica datorita "elipsarii" (ovalizarea deschiderii cilindrice destinata cilindrilor de lucru) [2].

Efectuându-se încercari la oboseala pe un model al acestei prese realizat la scara 1:10, dupa 3,5.10^6 cicluri s-au observat fisuri în locurile cu tensiuni maxime determinate experimental la solicitari statice.

• În diverse variante constructive (cadru spatial dintr-o bucata; batiu placi cave continue cu/fara pretensionare - spatiu si plan; batiu format din mai multe perechi de etriere pretensionate - plan) modelul realizat la scara K_L = 50 al batiului presei hidraulice multifunctionale de 300 (350) MN a fost studiat experimental utilizând tensometria electrica rezistiva (si metoda fotoelastica) [1]. În cazul traverselor superioara si inferioara nu apar diferente semnificative între tensiunile determinate experimental (si analitic) în spatiu fata de plan. Considerând ca baza de referinta valorile obtinute în cazul batiului spatial, diferentele sunt cuprinse între 12,8 si - 0,97% în traversa inferioara si între -1,7 si -9,1% în traversa superioara, dând posibilitatea transpunerii încarcarii

Tabelul 2

Valorile tensiunilor si cele ale sagetilor înregistrate în cazul placilor longitudinale ale traversei mobile a presei hidraulice de matritare de 750 MN

Tension and flexure values registered for longitudinal plates of 750 MN hydraulic drop press movable cross-arm

Mod de determinare	Tensiuni, N/mm^2			Săgeata mm
	Plăci longitudinale			
	extreme	intermediare	de mijloc	
Calcul	55,5	89,7	127,5	7,1
Experiment pe model (valori medii)	6o,o-64,o	9o,o	116,o	6,3-6,8

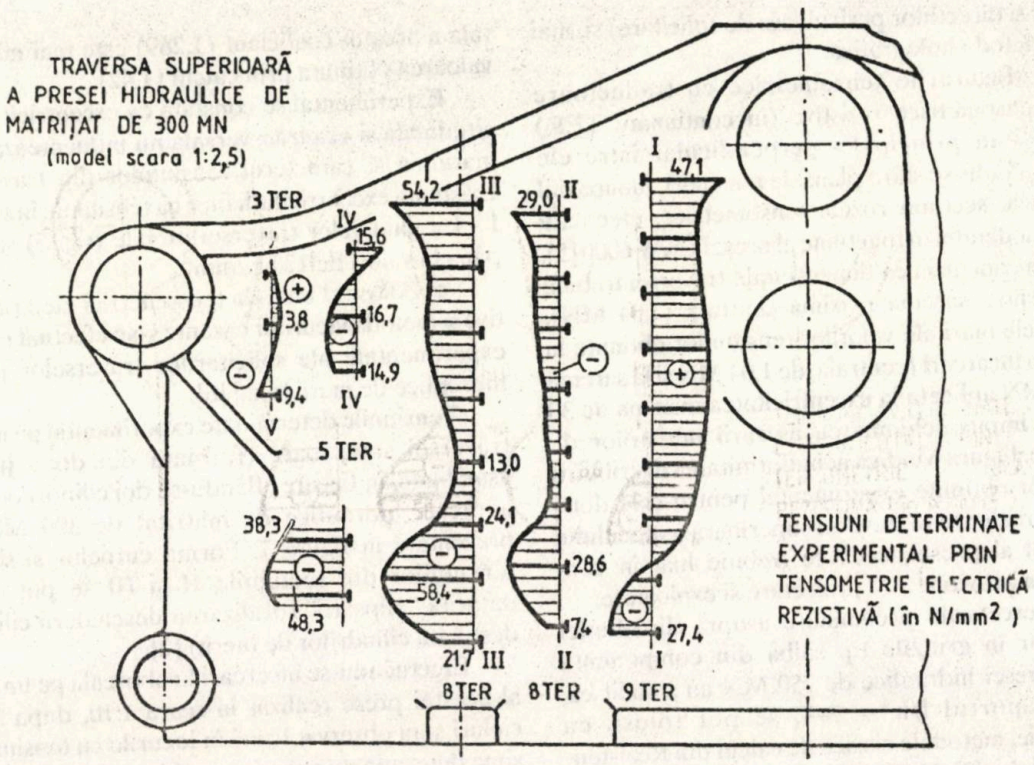


Fig. 7

Tensiunile determinate experimental prin tensometrie electrica rezistiva în modelul traversei superioare a presei hidraulice de matritat de 300 MN (UZTM)
Tensions, experimental determined by resistive electrical tensometer in the upper cross-arm model of 300 MN (UZTM) hydraulic drop press

si calculelor schematizarii spatiale la cea plana. Pentru batiul din placi cave continue, cu pretensionare, în tabelul 3 sunt sistematizate valorile tensiunilor determinate experimental comparativ cu cele calculate în fibrele (interioare, respectiv exterioare) traverselor superioara si inferioara. Experimental se constata ca influenta pretensionarii se manifesta prin scaderea tensiunilor în traverse si printr-o usoara crestere a acestora în montanti.

Tabelul 3

Tensiuni determinate experimental, comparativ cu cele calculate, în fibrele interioare, respectiv exterioare ale traversei superioare si a celei inferioare a modelului batiului din placi cave continue (cu pretensionare) al presei hidraulice multifunctionale de 300 (359) MN - proiect românesc
Tensions, experimental determined in comparison with those calculated into inside/outside fibres trunk upper/lower cross-arm made of continous plates (with pretensioning) of 300 (359) MN multifunctional hydraulic press - Romanian project

BATIU-PLĂCI CAVE CONTINUE CU PRETENSIONARE	Nr. TER	TENSIUNI, N/mm², DETERMINATE		% DIN CALCUL
		EXPERIMENTAL - plan -	CALCUL ANALITIC	
TRAVERSA SUPERIOARĂ fibre interioare	25	-72,1	-66,2	-8,9
	27	-75,99	-64,15	-18,4
TRAVERSA INFERIOARĂ fibre exterioare	30	68,9	62,53	-10,2
	32	66,7	63,3	-5,37

constata ca influenta pretensionarii se manifesta prin scaderea tensiunilor în traverse si printr-o usoara crestere a acestora în montanti.

Concluzii

Deoarece traversele batiurilor preselor hidraulice sunt piese cu forme constructive complexe, definitivarea dimensiunilor finale ale sectiunilor solicitate se va face combinând concluziile calculului analitic cu rezultatele cercetarii experimentale.

În cercetarile experimentale pe masina reala, pe prototip, în faza de model la scara redusa sau model functional putându-se folosi diferite metode experimentale, se recomanda combinarea a doua sau mai multor tehnici pentru ca scopul urmarit sa fie atins în conditii optime si sub aspect economic.

Modelele functionale construite la scari convenabile (pe care sa se realizeze un complex program de cercetari experimentale cât mai apropiate de conditiile reale) se pot utiliza si în alte scopuri productive, fiind avantajoase economic.

Importanta si costul traverselor batiurilor utilajelor de deformare fiind deosebite, nu se poate eluda cercetarea constructiva aferenta noilor solutii promovate de proiectant.

Literatura de specialitate în domeniu arata ca pentru toate utilajele de deformare plastica analizate s-au efectuat si cercetarea experimentala (pe modelul realizat la scara, pe modelul functional, pe prototip sau pe masina reala).

BIBLIOGRAFIE

[1] **Bejan, M.** *Cercetari privind solicitarile statice si dinamice ale preselor hidraulice de mare tonaj, utilizate la deformarea plastica a metalelor.* Teza de doctorat, Cluj Napoca, Institutul politehnic, 1991

[2] **Bejan, M., Moldovan, V.** *Aspecte privind cercetarea experimentala a solicitarilor batiurilor utilajelor de deformare plastica.* Sesiune de comunicari stiintifice "Noutati în domeniul tehnologiilor si utilajelor pentru prelucrari la cald", Universitatea Tehnica Brasov, 29-30 aprilie 1993

[3] **Belov, A.F., Rozanov, B.V., Lint, V.P.** *Obemnaia stampovka na ghidravliceskih pressah.* Moscova, "Masinostroenie", 1986

[4] **Moldovan, V., Bejan, M.** *Unele elemente constructive si de calcul ale batiurilor de tip cadru utilizate în constructia preselor hidraulice.* Buletinul stiintific al Institutului politehnic din Cluj Napoca, seria Matematica, Mecanica aplicata, Constructii de masini, nr. 30/1987, p. 37-45

[5] **Mytina, Z.** *Tenzometrice mareni modelu hydraulicekeho lisu CKW 6000.* Strojirenstvi, 1963, 13, nr. 1, p. 56-62

[6] **Vasiliev, B.P. s.a.** *Ghidravliceskie pressî.* Moscova, Izdalestvo "Masinostroenie", 1966, p. 414-431

REVISTA REVISTELOR

Steel Research, *Germania, 1994, nr. 1*

- *Masurarea fotoelectrica a procesului de spumare în reducerea zgurilor care contin oxid de fier, p. 3*
- *Studii pe model al antrenarii zgurii pe timpul golirii recipientelor metalurgice, p. 8*
- *Defosforarea aliajelor silico-manganoase în atmosfera cu calciu metalic, p. 15*
- *Utilizarea unei baze de date termodinamice la calculul tensiunii superficiale a aliajelor lichide pe baza de fier, p. 21*
- *Studiu experimental al transferului termic în procesul de racire a cilindrilor de laminor cu jeturi de apa,p.29*
- *Plasticitatea la viteza mica de deformare a otelurilor carbon turnate continuu, p. 36*
- *Consecintele plasticitatii la transformare asupra aparitiei tensiunilor reziduale si distorsiunilor pe timpul calirii martensitice a cilindrilor din otel SAE 4140, p. 41*

Steel Research, *Germania, 1994, nr. 2*

- *Cercetare fundamentala asupra comportarii fosforului în procesul de reducere prin topire, p. 47*
- *Coeficientul de activitate a antimoniului si arsenicului în fonta topita si fonta saturata în carbon, p. 53*
- *Noua metode de determinare a vitezei de transport de masa de la discurile rotative si /sau cilindri în lichid, p. 58*
- *Istoria deformarii si tensiunii echivalente în încercarile la rasucire, p. 65*
- *Rolul incluziunilor nemetalice în otelurile tratate termic în mediile acide, p. 71*
- *Investigarea ruperii protezelor ortopedice din otel inox, p. 76*
- *Imbunatatirea otelului electric de transformator prin recoacere intermediara modificata, p. 80*

RECENZIE

PROIECTAREA TEHNOLOGICA A SECTOARELOR DE TRATAMENTE TERMICE SI TERMOCHIMICE

Autor: Mihaela Isac
Editura Bucura Mond
Bucuresti 1995
ISBN 973-96889-2-6
198 pagini; 17 planse

Lucrarea este extinsa pe 5 capitole, o bibliografie cu 59 trimiteri bibliografice si trei anexe ce cuprind 17 planse.

Cartea este ultima aparitie în domeniul tratamentelor termice si termochimice; prezinta caracteristicile constructive si functionale si destinatia tehnologica a utilajelor de baza, conexe sau auxiliare. De asemenea, lucrarea prezinta variante de amplasare a utilajelor si modurile de organizare specifice sectoarelor de tratament termic si termochimic cu destinatie variata. Lucrarea este utila tuturor celor care lucreaza în domeniul metalurgic si mecanic (transfer de caldura, termotehnica).

RECENZIE

TRATAMENTE TERMICE SI TERMOCHIMICE PROIECTARE DE TEHNOLOGIE SI DE PROCES TEHNOLOGIC

Autori: Mihaela Isac, Ioana Gherghescu, Sorin Ciuca
Editura Bucura Mond, Bucuresti 1995
ISBN 973-96889-1-8
255 pagini

Lucrarea prezinta problemele legate de activitatea de proiectare a tehnologiilor de tratamente si termochimice.

Sunt reprezentate sistematic metode de alcatuire a încarcaturilor la tratamente termice si termochimice, procedee de încalzire si racire, precum si marimile caracteristice ale schimbului termic, încalzirea si racirea produselor metalice. S-au analizat în profunzime atât din punct de vedere teoretic cât si practic transformarile structurale în materialele metalice.

Proiectarea proceselor de tratamente termice si termochimice este abordata în functie de calculele parametrilor termici si temporali pentru operatiile de încalzire si racire, precum si datorita productivitatii corespunzatoare.

Întreaga lucrare, în cele 255 de pagini, este sistematizata pe trei capitole si respectiv patru anexe (care prezinta diagramele TTT, benzi de calibilitate, curbe de variatie ale caracteristicilor mecanice în functie de temperatura de revenire).

Capitolul 1 prezinta din punct de vedere teoretic si sistematizat obiectul disciplinei de proiectare tehnologica a sectoarelor de tratament.

Capitolul 2 trateaza proiectarea tehnologiilor de tratamente termice.

Capitolul 3 prezinta proiectarea proceselor tehnologice de tratamente termice.

Lucrarea este utila tuturor studentilor de la metalurgie, termotehnica, T.C.M., precum si specialistilor din aceste domenii, managerilor de întreprinderi.

Coordonatoarea lucrarii, conf. dr. ing. Mihaela Isac, în curând profesor universitar, la numai 45 de ani este cunoscuta în întreaga lume, fiind invitata sa conferentieze în Franta, Belgia, Finlanda, Rusia etc.

Doamna ing. Ioana Gherghescu, asistent universitar, a avut numeroase burse în Franta si are un doctorat finalizat.

Sef de lucrari ing.Sorin Ciuca este un cadru didactic tânar activ în cadrul catedrei de Materiale si Tratament Termic.

STABILIREA PRELIMINARA SI DOZAREA ADAOSURILOR LA AERUL SUFLAT ÎN FURNAL

Ing. S. Calinescu - Combinatul Siderurgic Resita

C.Z.: 669.162

Criterii de stabilire a adaosurilor

La functionarea normala a furnalului, ceva mai sus de jumatatea cuvei, se afla o zona în care temperatura gazelor si încarcaturii sunt practic egale. Este "zona de rezerva termica", a carei formare se datoreaza faptului ca, de regula, necesitatile termice ale zonei superioare a furnalului sunt mai mici decât caldura disponibila a gazelor provenite din zona inferioara, unde au loc procese puternic endotermice (de topire si reducere directa), care determina consumul total de combustibil si cantitatea de gaze rezultate. Existenta zonei de rezerva termica indica atingerea unui echilibru termic si,datorita rolului "tampon" al acesteia, confera o stabilitate marita regimului termic al furnalului.

Urmarind formarea zonei de rezerva termica, în sensul ascensiunii gazelor în furnal, începutul si temperatura acesteia sunt dictate de încetarea practica a reactiei de gazificare a carbonului (reactia Bell-Boudouard), de asemenea foarte endotermica. Aceasta temperatura este de cca 900-1000^{0}C [3] si variaza invers proportional cu reactivitatea cocsului. In consecinta, concomitent înceteaza si reactiile de reducere directa, iar reducerea indirecta a wustitei la Fe, care mai continua în partea de jos a zonei de rezerva termica, este usor exoterma, ceea ce favorizeaza mentinerea echilibrului termic.

Si atingerea unui echilibru chimic (gaz-încarcatura) este posibila, daca Fe_2O_3 si Fe_3O_4 sunt redusi (indirect) pâna la $FeO_{1,05}$ în zona superioara a furnalului si în partea de sus a zonei de rezerva termica. Pentru aceasta este necesar ca minereul (aglomerat, pelete) sa aiba o buna reductibilitate, o granulatie adecvata (corelata cu a cocsului) si o repartitie corespunzatoare la gura. În acest caz, reducerea pâna la $FeO_{1,05}$ fiind terminata înainte de a începe reducerea de la $FeO_{1,05}$ la Fe se creeaza o subzona de acumulare a wustitei în echilibru cu gazul de furnal (cocsul este înca inert la temperatura zonei de rezerva termica).

Deoarece reducerea oxizilor superiori de fier la $FeO_{1,05}$ este mai rapida decât cea de la $FeO_{1,05}$ la Fe, va exista oricum o zona preponderenta de wustita, în care compozitia gazului va tinde catre echilibrul sistemelor Fe-O-C si Fe-O-H.

Furnalele moderne ating echilibrul gaz-wustita (mers ideal), materializat într-o zona de "rezerva chimica" inclusa în zona de rezerva termica - suficient de înalta. Înaltimea si stabilitatea zonei de rezerva termica sunt cu atât mai mari cu cât necesitatile termice ale zonei superioare a furnalului (încalzire, evaporare umiditate, disociere carbonati si hidrati, reduceri si pierderi) sunt mai mici, distributia gazelor mai uniforma si viteza lor mai mica.

La marirea temperaturii aerului creste temperatura de ardere din fata gurilor de vânt, însa pentru a mentine constant regimul termic se micsoreaza corespunzator consumul de cocs,scazând astfel si cantitatea de gaze rezultate, ceea ce va duce la o scadere a temperaturii la gura. La îmbogatirea aerului cu oxigen, scaderea temperaturii la gura este si mai pronuntata, fiind, bineînteles, însotita si de o crestere mai accentuata a temperaturii de ardere, pentru ca scade cantitatea de gaze (azot mai putin). Un efect contrar îl au adaosurile de hidrocarburi (sunt reci, se disociaza endotermic si aduc hidrogen suplimentar) sau de abur (consuma cocs în plus pentru disociere si rezulta mai mult gaz).

Temperatura la gura nu poate scadea practic sub o valoare critica legata de posibilitatea transmiterii caldurii gazelor la încarcatura. Se considera (într-o forma simplificata) ca în zona superioara, gazele pot ceda maximum 90% din caldura disponibila [3]. Rezulta ca temperatura la gura a gazului trebuie sa fie mai mare decât temperatura încarcaturii, cu minimum 10% din diferenta dintre temperatura zonei de rezerva termica si temperatura încarcaturii (ceea ce reprezinta cca 90^{0}C).

Sub o limita minima a cantitatii specifice de gaze, caldura dipsonibila a acestora nu mai poate acoperi necesitatile termice ale zonei superioare, fapt ce va duce la disparitia zonei de rezerva termica, deci la o îndepartare de echilibru si la o crestere a necesarului de caldura. În acest caz creste si cantitatea de gaze rezultate, ceea ce va asigura mentinerea temperaturii la gura peste limita critica.

Fata de cele aratate criteriul principal de stabilire a adaosurilor consta în mentinerea temperaturii de ardere din fata gurilor de vânt într-un domeniu corespunzator conditiilor de exploatare, caracteristice fiecarui furnal, care sa asigure:

- *la limita de jos - o temperatura minima în*

zona de ardere (de peste 1750^{0}C), pentru topirea si supraîncalzirea fontei si zgurii [3];

- *la limita de sus (pâna la max.2350-2400^{0}C) o cantitate suficienta de gaze pentru ca temperatura la gura sa nu scada sub valoarea critica de mentinere a unei zone de rezerva termica destul de înalta si stabila.*

Temperatura de ardere se poate defini si indirect prin "temperatura de referinta" a aerului - fara adaosuri ($t_v$ref), astfel:

- *pentru limita de jos, temperatura de ardere corespunde functionarii cu o temperatura de referinta a aerului (fara adaosuri) de peste 300^{0}C;*

- *pentru limita de sus, temperatura de ardere corespunde functionarii normale (stabile), cu o temperatura de referinta a aerului (fara adaosuri) cuprinsa curent între 600 si 1100^{0}C.*

La Resita temperatura de referinta a aerului (fara adaosuri) este de cca 700^{0}C la folosirea aglomeratului autofondant produs din minereu Krivoi-Rog (54% Fe si 18% SiO_2) si de cca 1000^{0}C pentru aglomerat autofondant din minereu India (62,5% Fe si 4,5 SiO_2).

Depasirea acestor temperaturi de referinta ale aerului provoaca disparitia zonei de rezerva termica, datorita micsorarii cantitatii de gaze, ca efect al scaderii consumului de cocs; de asemenea, pot aparea si agatari ale coloanei de materiale.

Deoarece la mersul uniform al furnalului, zona de rezerva termica este mai stabila, cantitatea de gaze si, implicit, temperatura la gura, pot fi mai mici, fara a micsora randamentul cuvei (gradul apropierii de echilibru chimic gaz-wustita), determinat în special de reductibilitatea minereului. De asemenea tot pentru a nu micsora randamentul cuvei, se impune ca proportia de Fe redus direct sa nu scada sub 10% [3], pentru a evita o apropiere de echilibru ideal, prin reducerea indirecta cvasitotala (în partea inferioara a zonei de rezerva termica), cu viteza mica, incompatibila cu mersul real. Aceasta situatie apare la proportii marite de hidrocarburi în aer sau de Fe metalic în încarcatura.

Temperatura teoretica de ardere

Întrucât masuratorile directe ale temperaturii în zona de ardere sunt dificil de realizat si interpretat cu exactitate, s-a recurs la calcularea teoretica a acesteia, ceea ce va permite si determinarea pe aceasta baza a corelarii adaosurilor cu temperatura aerului, precum si a corelarii dintre adaosuri. Temperatura teoretica de ardere - t_t (^{0}C), rezulta din bilantul termic "clasic" al zonei de ardere (raportat la kg carbon din cocs ars la gurile de vânt) [1], [4]:

$$2340 + H_C + m \cdot q + V_a \cdot [(C_{pa} + \varphi \cdot C_pH_2O) \cdot t_v - 2580 \cdot \varphi] = V_g \cdot C_{\rho g} \cdot t_t \quad (1)$$

unde:

2340 este cantitatea de caldura dezvoltata prin arderea C la CO, kcal/kg C (în conditii standard);

H_C - continutul de caldura al carbonului din cocs ($0,4 \cdot t_{cocs}$), kcal/kg C_{cocs}, iar t_{cocs} (temperatura cocsului la intrarea în zona de ardere) = $0,75 \cdot t_t$; deci $H_C = 0,3 \cdot t_t$ [2]; (se neglijeaza încalzirea cenusii cocsului de la t_{cocs} la t_t);

m - consumul de combustibil auxiliar injectat la gurile de vânt, m_n^3 (kg)/kg C_{cocs} a.g.v. (ars la gurile de vânt);

q - efectul termic însumat al disocierii si arderii la CO, H_2 si S_2gaz - a combustibilului auxiliar, kcal/m^3 (kg);

V_a - consumul de aer uscat, m_n^3/kg C_{cocs} a.g.v.;

t_v - temperatura aerului suflat (vânt), ^{0}C;

C_{pa}, C_pH_2O, C_{pg} - caldurile specifice ale aerului uscat, vaporilor de apa si a gazului format în zona de ardere, kcal/$m_n^3 \cdot ^0$C;

φ - umiditatea totala a aerului suflat, m_n^3 H_2O/m_n^3 aer uscat;

2580 - caldura necesara pentru disocierea vaporilor de apa, kcal/m_n^3 H_2O;

V_g - volumul total de gaz format în zona de ardere, m_n^3/kg C_{cocs} a.g.v.

Deoarece temperatura teoretica de ardere, astfel calculata, da valori mai mari decât cele reale (datorita neglijarii unor pierderi de caldura si reactii secundare), se va considera (numai pentru compensare) ca temperatura cocsului la intrarea în zona de ardere ar fi mai mica decât valoarea certa de $0,75 \cdot t_t$. Adoptând $t_{cocs} = 0,6 \cdot t_t$ (cu cca 300^{0}C mai mica decât în realitate), rezulta $H_C = 0,24 \cdot t_t$ si se obtine o noua temperatura teoretica de ardere "corectata", mai mica în medie cu cca 60-70^{0}C, mai apropiata de valorile reale, care depind si de particularitatile constructive si de functionare, specifice fiecarui furnal.

Deoarece, practic, combustibilul auxiliar se dozeaza proportional cu aerul, se face înlocuirea: $m = n \cdot V_a$;

unde:

n - consumul de combustibil auxiliar, m_n^3(kg)/m_n^3 aer uscat - evitându-se astfel raportarea dificila la C_{cocs} a.g.v.

De asemenea, pentru a putea trata în mod unitar toate adaosurile, se considera si oxigenul injectat ca orice adaos, notând:

ω - consumul de oxigen, m_n^3/m_n^3 aer uscat

Cu aceste modificari si simplificând cu V_a (pentru a facilita explicitarea algebrica a corelarilor), bilantul termic (1), devine:

$$2340/V_a + n \cdot q + (C_{pa} + \omega \cdot C_pO_2 + \varphi \cdot C_pH_2O) \cdot t_v - 2580 \cdot \varphi = (V_g \cdot C_{pg} - 0,24) \cdot t_t/V_a \quad (2)$$

si reda acum bilantul termic al zonei de ardere, raportat la aer, deoarece $1/V_a$ reprezinta kg C_{cocs} a.g.v./m^3_n aer uscat.

Un combustibil auxiliar curent, gazul metan (natural) are compozitia (% volum uscat): $CH_4 = 96,9$; $C_2H_2 = 0$; $C_2H_4 = 0$; $C_2H_6 = 0,5$; $C_3H_8 = 0,3$; $C_4H_{10} = 0,1$; $C_5H_{12} = 0,2$; $CO = 0$; $CO_2 = 0,4$; $O_2 = 0$; $N_2 = 1,6$; $H_2 = 0$; $H_2S = 0$ si umiditatea gazului $W_g = 0$ (% volum).

În formula generala a combustibilului gazos $C_xH_{2y}O_{2z}N_{2u}S_v$, coeficientii molari se determina cu relatiile:

$$x = [CH_4 + 2 \cdot (C_2H_2 + C_2H_4 + C_2H_6) + 3 \cdot C_3H_8 + 4 \cdot C_4H_{10} + 5 \cdot C_5H_{12} + CO + CO_2] \cdot (100 - W_g)/10000 = 1,006 \text{ moli C/mol gaz}$$

$$y = [H_2 + C_2H_2 + 2 \cdot (CH_4 + C_2H_4) + 3 \cdot C_2H_6 + 4 \cdot C_3H_8 + 5 \cdot C_4H_{10} + 6 \cdot C_5H_{12} + H_2S] \cdot (100 - W_g)/10000 + W_g/100 = 1,982 \text{ moli } H_2/\text{mol gaz}$$

$$z = [O_2 + CO_2 + CO/2] \cdot (100 - W_g)/10000 + W_g/200 = 0,004 \text{ moli } O_2/\text{mol gaz}$$

$$u = [N_2] \cdot (100 - W_g)/10000 = 0,016 \text{ moli } N_2/\text{mol gaz}$$

$$v = [H_2S] \cdot (100 - W_g)/10000 = 0 \text{ moli S/mol gaz}$$

Reactia de ardere a combustibilului gazos la gurile de vânt:

$$C_xH_{2y}O_{2z}S_v + (x/2 - z) \cdot O_2 = xCO + yH_2 + vS + q \text{ (kcal/m}^3_n \text{ gaz)}$$

q se determina considerând (conform principiului Hess) arderea incompleta, echivalenta termic cu o ardere completa, urmata de disocierea produselor arderii în CO, H_2 si S, ca în schema:

$$[C_xH_{2y}S_v] \rightarrow [xC + yH_2 + vS + ..] \xrightarrow{\text{ardere incompleta}} [xCO + yH_2 + vS + ..] \xrightarrow{\text{ardere completa}} [xCO_2 + yH_2O + vSO_2 + ..]$$
$$\text{disociere} \longrightarrow \quad q \longrightarrow \quad \leftarrow \text{disociere}$$
$$Hi \longrightarrow$$

unde:

Hi (puterea calorica inferioara) $= 30,2 \cdot CO + 25,8 \cdot H_2 + 85,5 \cdot CH_4 + 136 \cdot C_2H_2 + 145 \cdot C_2H_4 + 152,3 \cdot C_2H_6 + 218 \cdot C_3H_8 + 283 \cdot C_4H_{10} + 349 \cdot C_5H_{12} + 55,9 \cdot H_2S = 8524,6$ kcal/m^3_n gaz natural [2], [5] (acest gaz natural este cvasi echivalent cu: 99,7% CH_4 + 0,3% N_2)

Tinând seama si de efectul termic al reactiei: $S + O_2 = SO_2 + 3860$ kcal/m^3_n SO_2; conform schemei, rezulta:

$q = Hi - (3020 \cdot x + 2580 \cdot y + 3860 \cdot v) = 372,92$ kcal/m^3_n gaz natural

Consumul de aer uscat se determina din bilantul oxigenului, astfel:

$$V_a = \frac{O_2 \text{ necesar}}{O_2 \text{ în aer}} = \frac{O_2 \text{ necesar cocs} + O_2 \text{ necesar combusibil auxiliar}}{O_2 \text{ aer uscat} + O_2 \text{ injectat} + O_2 \text{ umiditate}}$$

Stiind ca: Volum molar = 22,414 m^3_n/kmol; greutate atomica C = 12 si

O_2 aer uscat = 0,21 m^3_n/m^3_n (restul azot), obtinem:

$$V_a = \frac{22,414/(2 \cdot 12) + (x/2 - z) \cdot n \cdot V_a}{0,21 + \omega + \varphi/2};$$

$$\frac{[m^3_n O_2 / kg C_{cocs} \text{ a.g.v}]}{[m^3_n O_2 / m^3_n \text{ aer uscat}]}$$

adica:

$$V_a = \frac{22,414/12}{0,42 + 2 \cdot \omega + \varphi - (x - 2 \cdot z) \cdot n};$$

$$\left[\frac{m^3_n \text{ aer uscat}}{kg\ C_{cocs}\ a.g.v.}\right]$$

Volumul total de gaz format în zona de ardere:

$V_g = V_gCO + V_gH_2 + V_gN_2 + V_gS_2$; $[m^3_n/kg\ C_{cocs}\ a.g.v.]$

S_2 se înglobeaza în N_2, notînd: $V_gN_2^* = V_gN_2 + V_gS_2$

V_gCO, V_gH_2 si $V_gN_2^*$ se determina din reactiile ce au loc în zona de ardere a gurilor de vânt, astfel:

$V_gCO = V_a \cdot (0,42 + 2 \cdot \omega + \varphi + 2 \cdot z \cdot n)$; $[m^3_n\ CO/kg\ C_{cocs}\ a.g.v.]$

$V_gH_2 = V_a \cdot (\varphi + y \cdot n)$; $[m^3_n\ H_2/kg\ C_{cocs}\ a.g.v.]$

$V_gN_2^* = V_a \cdot (0,79 + u^* \cdot n)$; $[m^3_n\ N_2^*/kg\ C_{cocs}\ a.g.v.]$; unde: $u^* = u + v/2$

Capacitatea calorica a gazului:

$V_g \cdot C_pg = V_gCO \cdot C_pCO + V_gH_2 \cdot C_pH_2 + V_gN_2^* \cdot C_pN_2$; [kcal/^{0}C]

Considerând variatiile caldurilor specifice medii, liniare cu temperatura (pe domenii limitate), se ob-

tine din tabele [5] (prin interpolare si transformare în kcal/m_n^3 •^{0}C):

pentru $t_v = 1000 + /-400^0$C:

$C_pa = 0,30826 + 0,00003 \cdot t_v$

$C_pO_2 = 0,32325 + 0,00003 \cdot t_v$

$C_pH_2O = 0,34973 + 0,00006 \cdot t_v$

pentru $t_t = 2000 + /-400^0$C:

$C_pCO = 0,31924 + 0,00002 \cdot t_t$

$C_pH_2 = 0,29604 + 0,00002 \cdot t_t$

$C_pN_2 = 0,31576 + 0,00002 \cdot t_t$

Înlocuind în bilantul termic (2) si amplificând cu 1000, rezulta:

$$526171 + 2505577 \cdot \omega - 1327212 \cdot \varphi - G0 \cdot n + (308,26 + 323,25 \cdot \omega + 349,73 \cdot \varphi) \cdot t_v + 0,03 \cdot (1 + \omega + 2 \cdot \varphi) \cdot t_v^2 = (329,565 + 381,498 \cdot \omega + 486,789 \cdot \varphi + G1 \cdot n) t_t + 0,02 \cdot (1,21 + 2 \cdot \omega + 2 \cdot \varphi + G2 \cdot n) \cdot t_t^2 \quad (3)$$

unde:

$G0 = 1252788 \cdot (x - 2 \cdot z) - 1000 \cdot q$

$G1 = 128,491 \cdot x + 296,04 \cdot y + 381,498 \cdot z + 315,76 \cdot u^*$

$G2 = y + 2 \cdot z + u^*$

Aburul se introduce de regula în conducta de aer de la sufianta, dupa diafragma de masura a debitului de aer, fiind în situatia similara cu combustibilul auxiliar, care se introduce pe la gurile de vânt.

Deoarece oxigenul se introduce în conducta de aer de la suflanta, înaintea diafragmei de masura a debitului de aer, aceasta va indica debitul cumulat (aer + oxigen), fata de care se face si dozarea adaosurilor, astfel ca în formula bilantului termic, "ω", "n" si "φ" depind de:

O_2^v-continut de oxigen în aerul suflat (uscat), % volum;

W_a-umiditatea naturala a aerului, % volum;

Cbg-adaos de combustibil auxiliar gazos-$C_xH_{2y}O_{2z}N_{2u}S_v$, la aer umed îmbogatit cu oxigen, % volum;

Ab-adaos de abur, gr H_2O/m_n^3 aer umed îmbogatit cu oxigen.

Din bilantul oxigenului în aerul suflat (uscat), rezulta:

$$O_2^v = \frac{21 + 100 \cdot \omega}{1 + \omega}; \text{[\% oxigen în aer uscat]} \quad (4)$$

de unde obtinem:

$$\omega = \frac{O_2^v - 21}{100 - O_2^v}; \text{[}m_n^3 \text{ oxigen}/m_n^3 \text{ aer uscat]} \quad (4')$$

Se defineste:

$\varphi_0 = W_a/(100 - W_a)$; [$m_n^3$ $H_2O m_n^3$/ aer uscat] (5)

Se considera ca "aerul" din oxigenul tehnologic are aceeasi umiditate cu a aerului natural.

Din bilantul combustibilului auxiliar gazos în aerul umed îmbogatit cu oxigen, rezulta:

$$Cbg = \frac{100 \cdot n}{1 + \varphi_0 + \omega}; \text{[\% } C_xH_{2y}O_{2z}N_{2u}S_v \text{] la aer umed îmbogatit cu oxigen} \quad (6)$$

de unde:

$n = (1 + \varphi_0 + \omega) \cdot Cbg / 100$;

[m_n^3 $C_xH_{2y}O_{2z}N_{2u}S_v/m_n^3$ aer uscat] (6')

Analog, pentru abur (greutatea moleculara a apei = 18):

$$Ab = \frac{\varphi - \varphi_0}{1 + \varphi_0 + \omega} \cdot \frac{18000}{22,414}; \text{[gr}/m_n^3 \text{ aer umed îmbogatit cu oxigen]} \quad (7)$$

si:

$\varphi = \varphi_0 + (1 + \varphi_0 + \omega) \cdot Ab \cdot 22,414/18000$;

[m_n^3 H_2Ototal/m_n^3 aer uscat] (7')

Revenind la bilantul termic al zonei de ardere (3), se vede ca este de forma:

$$A \cdot t_t^2 + B \cdot t_t = C = D + B' \cdot t_v + A' \cdot t_v^2$$

a carei solutie pozitiva, t_t este o functie de adaosuri si de t_v

sau:

$$A' \cdot t_v^2 + B' \cdot t_v = C' = A \cdot t_t^2 + B \cdot t_t - D$$

de unde rezulta t_v în functie de adaosuri si de t_t.

Stabilirea preliminara a adaosurilor

Se face prin explicitare, din formula bilantului termic (3), al zonei de ardere, pentru fiecare adaos, în functie de celelalte adaosuri, de t_v si de t_t dorit. Pentru aceasta se grupeaza termenii bilantului astfel:

$$\omega \cdot K_0 + \varphi \cdot Kf + n \cdot Kg = L \quad (8)$$

unde:

$K_0 = 0,04 \cdot t_t^2 + 381,498 \cdot t_t - 2505577 - 323,25 \cdot t_v - 0,03 \cdot t_v^2$

$Kf = 0,04 \cdot t_t^2 + 486,789 \cdot t_t + 1327212 - 349,73 \cdot t_v - 0,06 \cdot t_v^2$

$Kg = 0,02 \cdot G2 \cdot t_t^2 + G1 \cdot t_t + G0$

$L = -0,0242\ t_t^2 - 329,565 \cdot t_t + 526171 + 308,26 \cdot t_v + 0,03 \cdot t_v^2$

Din acest bilant (8), rezulta:

$n = (L - \omega \cdot Ko - \varphi \cdot Kf) / Kg$;

$[m_n^3 C_xH_{2y}O_{2z}N_{2u}S_v/m_n^3$ aer uscat] (9)

$\varphi = (L - \omega \cdot K0 - n \cdot kg)/Kf$;

$[m_n^3 H_2O/m_n^3$ aer uscat] (10)

$\omega = (L - \varphi \cdot Kf - n \cdot Kg)/Ko$;

$[m_n^3$ oxigen$/m_n^3$ aer uscat] (11)

În relatia (11) înlocuim "n" si "φ" cu (6') si (7'), si obtinem:

$$\omega = \frac{L - \varphi_0 Kf - (1 + \varphi_0)\cdot E}{E + K_0} \left[\frac{m_n^3\ oxigen}{m_n^3\ aer\ uscat}\right]$$

unde: $E = Kf \cdot Ab \cdot 22{,}414/18000 + Kg \cdot Cbg/100$

Cu "n", "φ" sau "ω", calculam Cbg, Ab sau O_2^v, folosind relatiile: (4), (5), (6) si (7) ; iar cu O_2^v, determinam:

$O_2^{v*} = O_2^v \cdot (100\text{-}W_a)/100$;

[% oxigen masurat în aer umed]

Cu relatiile de mai sus (inclusiv cele pentru t_t si t_v), precum si cu cele pentru x, y, z, u, v, Hi si q, s-a întocmit programul "CORE".

Introducând compozitia combustibilului auxiliar gazos, umiditatea naturala a aerului (W_a) si, dupa necesitati, patru dintre parametrii: t_v, O_2^v, Cbg, Ab sau t_t, se obtine al cincilea.

Adaosurile stabilite astfel vor trebui validate prin determinarea temperaturii la gura, care trebuie sa fie peste limita critica, pentru a proteja zona de rezerva termica, deoarece, la disparitia acesteia, furnalul devine mai sensibil la orice perturbatie iar randamentul cuvei si, implicit, cel termic se diminueaza. Stabilirea adaosurilor în functie de temperatura la gura va fi prezentata într-o alta lucrare.

Cu ajutorul programului "CORE" s-a conceput si o metoda grafica de stabilire preliminara a adaosurilor de gaz metan (natural) si oxigen, în functie de t_v si de t_t (corespunzatoare conditiilor specifice de exploatare). Umiditatea naturala a aerului s-a considerat 1%.

Pentru diferite adaosuri de gaz metan si oxigen s-au determinat temperaturile aerului la functionarea cu temperaturi teoretice de ardere semnificative, corespunzatoare "temperaturilor de referinta" aie aerului (fara adaosuri) - t_{vref} de: 700, 850 si 1000^{0}C. Datele sunt prezentate în tabelul I. Folosind si alte valori extreme s-a întocmit diagrama din figura 1, în coordonate t_v si t_t. Pentru a facilita reprezentarea grafica, scala t_t a fost etalonata în functie de t_{vref} (fara adaosuri).

Tabelul 1

t_v functie de t_t pentru diverse procente de CH_4 sau de O_2
t_v depending on t_t for various percentage of CH_4 or O_2

(%)		t_t (^{0}C)		
CH4	O2	1950,51	2074,81	2200,50
0	27		453,93	617,05
0	26		521,75	682,52
0	25		588,81	747,30
0	24	498,61	655,14	811,42
0	23	566,48	720,77	874,89
0	22	633,61	785,72	937,75
0	21	700	850	1000
1	21	769,07	920,36	1071,66
2	21	837,33	989,91	1142,49
3	21	904,82	1058,67	1212,53
4	21	971,56	1126,67	1281,80
5	21	1037,57	1193,94	1350,32
6	21	1102,88	1260,49	1418,13
7	21	1167,50	1326,36	
8	21	1231,47	1391,55	
9	21	1294,79	1456,10	

Relatia dintre t_t si t_v este cvasi liniara - la adaosuri constante.

În cazul insuflarii combinate, trebuie stabilit raportul de compensare dCH_4/dO_2 (%/%), pentru a mentine constanta temperatura de ardere.

Cu programul "CORE" s-a determinat t_t în functie de t_v la diverse dCH_4/dO_2, pentru o crestere de la 21 la 23 $\%O_2$. Influenta continutului de oxigen este neglijabila si se datoreaza umiditatii aerului. Daca aceleasi rapoarte de compensare sunt folosite si pentru cresterea pâna la 31% O_2, rezulta temperaturi teoretice de ardere mai mari cu cca 0,4^{0}C.

Rezultatele sunt prezentate în tabelul II si folosite la completarea diagramei din figura 1 - dreapta.

Tabelul 2

t_t functie de t_v la diverse dCH_4/dO_2
t_t depending on t_v at various dCH_4/dO_2

dCH_4/dO_2 (%/%)	t_v (^{0}C)		
	700	1000	1300
0,84	2252,65	2258,45	2264,20
0,86	2194,10	2199,81	2205,48
0,88	2137,38	2143,04	2148,65
0,90	2082,45	2088,05	2093,57
0,92	2029,23	2034,73	2040,18
0,94	1977,60	1983,07	1988,45
0,96	1927,53	1932,90	1938,24

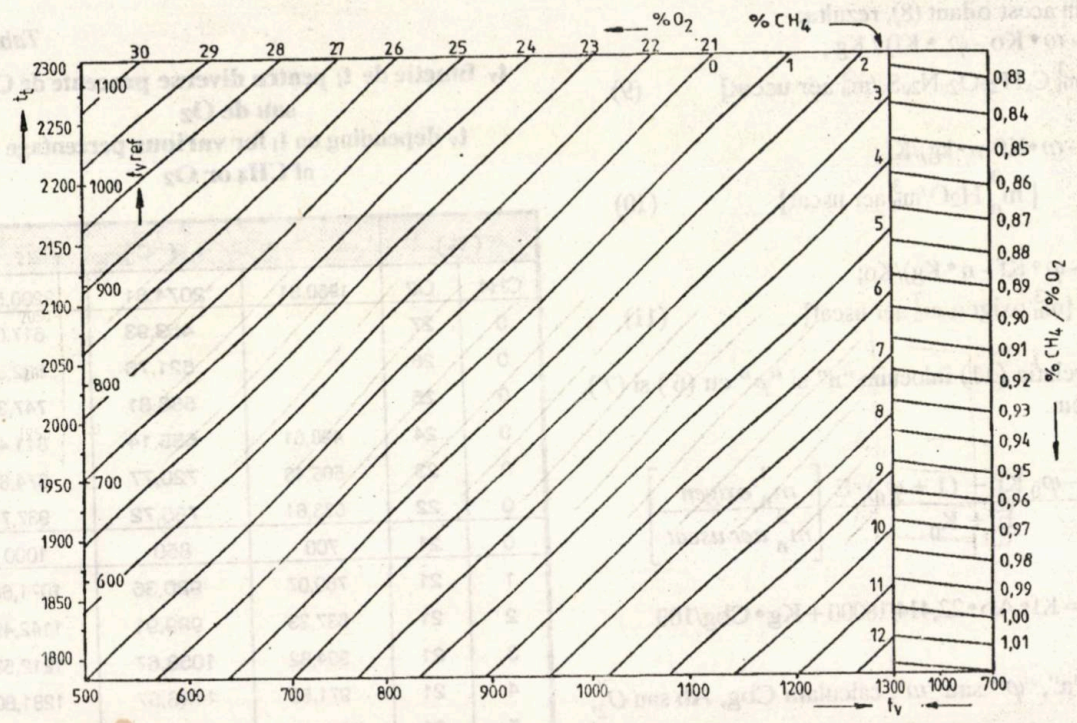


Fig. 1

Stabilirea preliminara a adaosurilor de gaz metan si oxigen
t_v - temperatura aerului suflat, °C; t_t - temperatura teoretica de ardere "corectata", °C; $t_v$ref - temperatura de referinta a aerului (fara adosuri), °C; %CH_4 - adaos de gaz metan la aerul suflat (cu 1% umiditate), % volum; %O_2 - continut de oxigen în aerul suflat (uscat), % volum; %CH_4/%O_2 - raport de compensare gaz metan/oxigen, pentru mentinerea constanta a temperaturii teoretice de ardere
Preliminary establishing and excess gas additions

În functie de t_v si de t_t ($t_v$ref), din diagrama (figura 1) rezulta procentul de CH_4 sau procentul de O_2 necesar. Daca se doreste marirea % O_2, cu ajutorul raportului de compensare dCH_4/dO_2 (dedus tot din figura 1 - dreapta), se determina surplusul de CH_4 necesar pentru a mentine t_t constanta.

Diagrama poate fi folosita si pentru determinarea t_t în functie de adaosuri si de t_v (se procedeaza ciclic, începând cu $dCH_4/dO_2 = 0,9$).

Pentru abur s-a determinat ca un adaos de 10 gr/m_n^3 aer, are acelasi efect asupra temperaturii teoretice de ardere, cu cca 0,95% CH_4.

Dozarea adaosurilor

Rapoartele dintre debitele de combustibil auxiliar, oxigen sau abur si debitul de aer sunt mentinute constante cu ajutorul regulatoarelor electronice (în regim automat - extern), care actioneaza (prin servomotoare) dispozitivele de reglare ale debitelor respective.

Debitele sunt considerate generalizat, ca fractiuni din debitul maxim. Sub aceasta forma "generalizata", raportul dorit R, dintre debite, de pe scala elementului de raport, se aduce la reper.

Este necesar ca scalele elementelor de raport ale regulatoarelor sa fie etalonate adecvat fiecarui adaos. Pentru conditiile concrete dela Resita (furnal de 700 m^3 volum util), modul de etalonare este prezentat în continuare.

Debite maxime (scalele debitmetrelor) :

Dmax.(aer + oxigen) = 150000 m_n^3 /h ; Dmax.gaz metan = 6000 m_n^3 /h;

Dmax.oxigen tehnologic = 5000 m_n^3 /h si Dmax.abur = 8000 kg/h

a) Gaz metan (natural) - CH_4

Pierderile de aer, pa (dela diafragma de masura a debitului pâna la gurile de vânt), fiind de regula mai mari decât pierderile similare de gaz metan, pg (pe la armaturi), apare un efect de concentrare (crestere a %CH_4 real), de care se va tine cont la determinarea raportului R.

$$R_{gaz} = \frac{D_{gaz\ metan} / D_{max.gaz\ metan}}{D_{(aer + oxigen)} / D_{max.\ (aer + oxigen)}} \cdot$$

$$\cdot \frac{100 + pg}{100 + pa} = 0,25 \cdot (\%\ CH_4) \frac{100 + pg}{100 + pa}$$

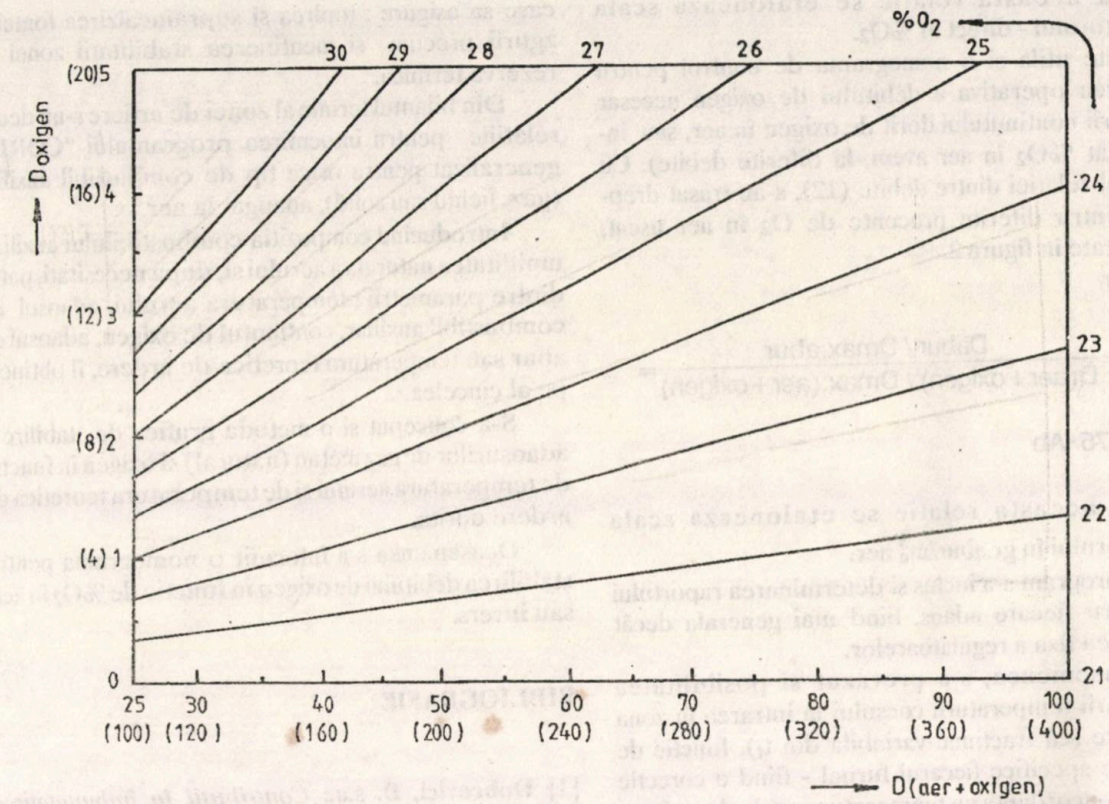


Fig. 2

Debitele de aer si oxigen pentru diferite procente de O_2 în aer uscat

D(aer+oxigen) - debit cumulat de aer cu oxigen, $10^3 \cdot m_n^3/h$; Doxigen - debit de oxigen tehnologic, $10^3 \cdot m_n^3/h$; %O_2 - continut de oxigen în aerul suflat (uscat), % volum

Air and O_2 supplies for various percentages of O_2 in dried air

Cu aceasta relatie se etaloneaza scala regulatorului - direct în %CH_4.

b) Oxigen tehnologic cu O_2^0 (% oxigen) si N_2^0 (% azot)

Deoarece oxigenul si aburul se introduc în aer în câte un singur loc, la distanta mica de punctele de masura ale debitelor acestora, pierderile suplimentare pe aceste zone se neglijeaza, iar pierderile totale se considera egale cu ale aerului (pe la gurile de vânt si prin armaturile cauperelor). Tinând seama ca azotul din oxigenul tehnologic "formeaza" aer uscat cu o parte din oxigen, "ω" dela (4'), devine :

$$\omega = \frac{(O_2^0 - N_2^0 \cdot 21/79) \cdot D_{oxigen}}{(100 - W_a) \cdot D_{aer} + (N_2^0 \cdot 100/79) \cdot D_{oxigen}} =$$

$$= \frac{O_2^v - 21}{100 - O_2^v} ; \left[\frac{m_n^3 \text{ oxigen}}{m_n^3 \text{ aer uscat}}\right]$$

din care, dupa înlocuirea :

$D_{aer} = D_{(aer+oxigen)} - D_{oxigen}$

obtinem:

$$\frac{D_{oxigen}}{D_{(aer+oxigen)}} =$$

$$= \frac{100 - W_a) \cdot (O_2^v - 21)}{79 \cdot O_2^0 - 21 \cdot N_2^0 + (100 - W_a - O_2^0 - N_2^{0)} \cdot (O_2^v - 21)}$$

Pentru aer cu 1% umiditate naturala si oxigen tehnologic (cu 95% oxigen si 4 % azot), rezulta :

$$\frac{D_{oxigen}}{D_{(aer+oxigen)}} = 0{,}0133405 \grave{u} (O_2^v - 21) \qquad (12)$$

si:

$$R_{oxigen} = \frac{D_{oxigen} / D_{max.oxigen}}{D_{(aer+oxigen)} / D_{max.(aer+oxigen)}} =$$

$$= 0{,}400215 \cdot (O_2^v - 21)$$

Cu aceasta relatie se etaloneaza scala regulatorului - direct în $\%O_2$.

Este utila si o nomograma de control pentru stabilirea operativa a debitului de oxigen necesar realizarii continutului dorit de oxigen în aer, sau invers. (cât $\%O_2$ în aer avem, la diferite debite). Cu ajutorul relatiei dintre debite (12), s-au trasat dreptele pentru diferite procente de O_2 în aer uscat, prezentate în figura 2.

c) Abur

$$Rabur=\frac{Dabur / Dmax.abur}{D(aer+oxigen) / Dmax.(aer+oxigen)}=$$

$$=0,01875 \cdot Ab$$

Cu aceasta relatie se etaloneaza scala regulatorului în gr.abur/m_n^3 aer.

In program s-a inclus si determinarea raportului R, pentru fiecare adaos, fiind mai generala decât etalonarea fixa a regulatoarelor.

Deasemenea, s-a prevazut si posibilitatea modificarii temperaturii cocsului la intrarea în zona de ardere (ca fractiune variabila din t_t), functie de conditiile specifice fiecarui furnal - fiind o corectie pentru concordanta cu temperatura reala de ardere.

Programul a fost extins si pentru adaosurile de combustibil auxiliar lichid sau solid (dozate gravimetric), tinînd cont si de temperaturile de preîncalzire ale acestora.

Concluzii

Criteriul principal de stabilire a adaosurilor consta în mentinerea temperaturii de ardere din fata gurilor de vânt, într- un domeniu corespunzator conditiilor de exploatare, caracteristice fiecarui furnal, care sa asigure : topirea si supraîncalzirea fontei si zgurii precum si mentinerea stabilitatii zonei de rezerva termica.

Din bilantul termic al zonei de ardere s-au dedus relatiile pentru întocmirea programului "CORE", generalizat pentru orice tip de combustibil auxiliar (gaz, lichid sau solid), adaugat la aer.

Introducînd compozitia combustibilului auxiliar, umiditatea naturala a aerului si, dupa necesitati, patru dintre parametrii : temperatura aerului, adaosul de combustibil auxiliar, continutul de oxigen, adaosul de abur sau temperatura teoretica de ardere, îl obtinem pe al cincelea.

S-a conceput si o metoda grafica de stabilire a adaosurilor de gaz metan (natural) si oxigen în functie de temperatura aerului si de temperatura teoretica de ardere dorita.

Deasemenea s-a întocmit o nomograma pentru stabilirea debitului de oxigen în functie de $\%O_2$ în aer, sau invers.

BIBLIOGRAFIE

[1] **Dobrovici, D. s.a.:** *Contributii la îmbunatatirea utilizarii la furnale a gazului metan si a aerului îmbogatit în oxigen*- Metalurgia, România, Bucuresti, nr.11, 1981, p.573-578

[2] **Dobrovici, D. s.a.:** *Metalurgia fontei-Editura Tehnica*, Bucuresti, 1966, p.197-209, 251

[3] **Rist, A. s.a.:** *Connaissance du haut fourneau-Revue de Méttallurgie*, Franta, nr.2,1967, p.97

[4] * * * : Manualul inginerului metalurg-Editura Tehnica, Bucuresti, 1978, vol.I, p.459

[5] * * * : Manualul inginerului-Editura Tehnica, Bucuresti, 1966, vol.I, p.1134-1372

REVISTA REVISTELOR

Steel Research, *Germania, 1994, nr.4*

- *Comentarii asupra activitatii carbonului în fonta topita, p. 125*
- *Structura 3-D a macrosegregatiilor în otelul cu continut ridicat de carbon turnat continuu, p. 128*
- *Comportarea la cavitatie a austenitei Cr - Mn metastabila, p. 132*
- *Influenta transferului termic asupra evolutiei tensiunilor reziduale în cilindrii de otel caliti, p. 146*
- *Prognoza fluajului materialelor metalice sub tensiune si la temperaturi cu variatie în timp, p. 152*

Steel Research, *Germania, 1994, nr.5*

- *Sensori pe baza de electrolit oxidic si materiale de referinta a ox[illegible]i nou pentru masurarea pe flux a topiturilor metalice, p. 167*
- *Influenta tratamentului termomecanic asupra modificarii structurii austenitice, p. 173*
- *Asupra structurii si proprietatilor otelurilor neaustenitice cu continut mare de azot si mic de carbon, p. 175*
- *Rezistenta la rupere la fluaj a unui otel crom martensitic dupa recoacerea între 750 si 950^{0}C, p. 184*
- *Evaluarea influentei sudurii asupra rezistentei la fluaj, p. 187*
- *Comportarea microstructurii otelului 15Cr MoV 510 la fluaj, p. 197*

FORMAREA MACLELOR DE TIP II ÎN ALIAJELE PSEUDOELASTICE, TIP Cu- Al-Ni, CU MEMORIA FORMEI

Sef de lucrari ing. L.-Gh. Bujoreanu
Sef de lucrari ing. S. Stanciu - Universitatea Tehnica Gh. Asachi Iasi
ing. V. DIA S.C. Tepro S.A. Iasi

C.Z.: 669.018

Prin maclarea mecanica sau de deformatie se produce o realiniere a atomilor dintr-o anumita portiune a matricii. Matricea (faza initiala) sufera, astfel, o forfecare de maclare, care este uniform distribuita pe volumul portiunii maclate si este polara (se produce într-o singura directie). Comparând celulele elementare ale matricii si maclei, se observa ca, exceptând orientarea, toate celelalte caracteristici cristalografice sunt identice. Teoria maclarii arata ca acest lucru nu se poate produce decât daca se pot gasi trei vectori rationali, necoplanari, ai retelei, ale caror lungimi si unghiuri reciproce ramân nemodificate dupa forfecare [1]. Pentru definirea grupurilor de câte trei vectori care satisfac conditia de mai sus, deci pentru definirea diferitelor tipuri de macle, este necesara prezentarea parametrilor cristalografici ai maclarii.

Parametrii cristalografici ai maclarii

Se considera ca numai doua plane cristalografice si-au pastrat atât forma cât si marimea, înainte si dupa forfecarea de maclare. Aceste asunt: K_1 - primul plan nedeformat (plan de maclare) si K_2 - al doilea plan nedeformat (fig. 1) [1]. În figura 1 sunt prezentati parametrii cristalografici ai maclarii, utilizându-se indicele prim pentru pozitiile de dupa forfecare

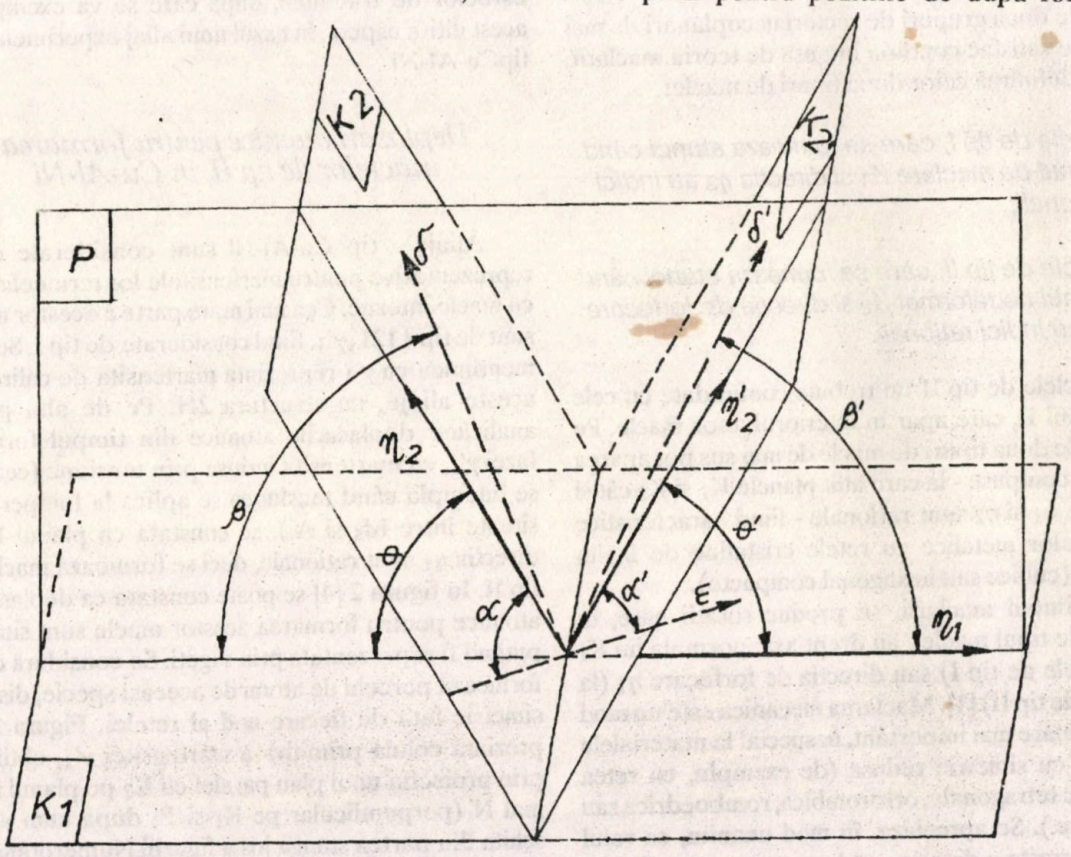


Fig. 1

Schema de definire a parametrilor cristalografici pentru cele doua tipuri de macle [1]
Scheme for defining crystallografic parameters characteristic for both types of twins [1]

(maclare): P - plan de forfecare, η_1 - directia unica de forfecare, definita ca intersectia dintre P si K_1, η_2 - intersectia dintre P si K_2, θ - unghiul dintre cele doua plane nedeformate, K_1 si K_2. Pe lânga acesti parametri se mai defineste si planul de compunere (numit si plan habital), ca reprezentând suprafata ce separa regiunea forfecata care a suferit transformarea (în cazul de fata este vorba despre macla), de cea neforfecata (matricea). La maclele înguste, planul habital este apropiat de cel de maclare, K_1.

Este evident ca grupurile de trei vectori necoplanari, definiti mai sus, nu se pot gasi decât în cele doua plane nedeformate, K_1 si K_2. Din figura 1 se observa ca η_2 si η'_2 sunt directii perpendiculare pe intersectia lui K_1 si K_2. Deci, unghiurile dintre orice vector arbitrar (ε) continut în K_1 si η_2 ramân neschimbate, înainte si dupa maclare: $\sphericalangle(\eta_2, \varepsilon) = \alpha = \alpha' = \sphericalangle(\eta'_2, \varepsilon)$. Cum ε este un vector arbitrar, rezulta ca η_2 face acelasi unghi, înainte si dupa maclare, cu orice vector din K_1. S-a gasit, deci, un prim grup de vectori - η_1, η_2 si ε (orice vector din K_1) - care satisfac conditia de mai sus. Din aceleasi considerente (η_1 este perpendicular pe intersectia lui K_1 si K_2), orice vector arbitrar (δ), continut în K_2, face acelasi unghi cu η_1, înainte si dupa maclare: $\sphericalangle(\eta_1, \delta) = \beta = \beta' = \sphericalangle(\eta_1, \delta)$. Deci, η_1 face acelasi unghi, înainte si dupa maclare, cu orice vector din K_2. Astfel, s-a obtinut al II-lea grup de trei vectori necoplanari care si-au pastrat marimile si unghiurile reciproce: η_1, η_2 si δ (orice vector din K_2).

Cele doua grupuri de vectori necoplanari de mai sus, care satisfac conditia impusa de teoria maclarii, permit definirea celor doua tipuri de macle:

- *macle de tip I, care se formeaza atunci când planul de maclare K_1 si directia η_2 au indici rationali;*
- *macle de tip II, care se formeaza atunci când planul nedeformat K_2 si directia de forfecare η_1 au indici rationali.*

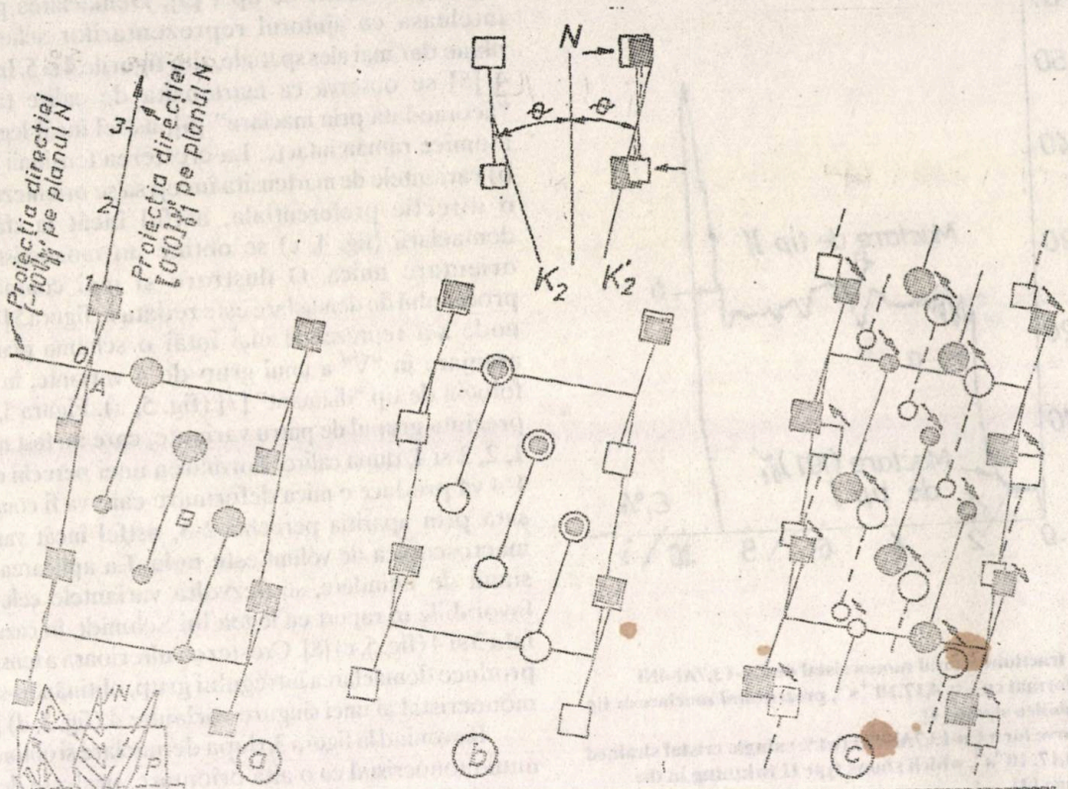
Maclele de tip II nu trebuie confundate cu cele de ordinul II, care apar în interiorul altor macle. Pe lânga cele doua tipuri de macle de mai sus pot aparea si macle compuse - la care atât planele K_1 si K_2 cât si directiile η_1 si η_2 sunt rationale - fiind caracteristice materialelor metalice cu retele cristaline de înalta simetrie (cubice sau hexagonal compacte).

In timpul maclarii, se produc rotatii care, în functie de tipul maclei, au drept axa: normala lui K_1 (la maclele de tip I) sau directia de forfecare η_1 (la maclele de tip II) [1]. Maclarea mecanica este un mod de deformare mai important, în special la materialele metalice cu simetrie redusa (de exemplu, cu retea cristalina: tetragonala, ortorombica, romboedrica sau chiar c.v.c.). Se apreciaza, în mod unanim, ca rolul maclarii creste o data cu scaderea temperaturii si cu cresterea vitezei de deformare. Pe de alta parte, se stie ca, pe orice curba statica de tractiune, maclarea este cea care intervine în momentul epuizarii posibilitatilor de alunecare pe planele de maxima densitate care au orientarea favorabila în raport cu legea lui Schmidt. Astfel, prin maclare, sunt aduse noi plane de maxima densitate, în pozitia cea mai favorabila. In plus, dupa ce germinarea maclelor a fost amorsata, cresterea lor se produce foarte rapid, iar pe curba de tractiune apare cel putin un "pic" al tensiunii. Când apar mai multe astfel de "picuri", se defineste aspectul de "dinti de ferastrau" de pe portiunea de curgere a curbelor de tractiune.

Toate consideratiile de mai sus au fost facute fara nici o referire la particularitatile aliajelor cu memoria formei si, în special, la comportamentul pseudoelastic. Asa cum s-a aratat în doua studii anterioare [2]-[3], la aliajele cu memoria formei de tip Cu-Al-Ni, poate aparea, în anumite conditii, la temperatura ambianta, superelasticitatea cu curgere dubla. Or, în acest caz, este evident ca alunecarea nu mai reprezinta mecanismul predominant de deformare, deoarece deformatiile nu sunt nici plastice si nici elastice (si nici elastoplastice, cum s-a sugerat, la un moment dat), ci sunt pseudoelastice si se bazeaza pe transformari martensitice induse prin tensiune. Mecanismul deplasarilor atomice, care au loc în timpul acestor transformari martensitice induse prin tensiune, a fost prezentat în [3]. In lucrarea de fata, se va pune accentul pe prezentarea aparitiei maclelor de tip II, atât la nivel reticular, cât si la nivel macroscopic, cu ajutorul curbelor de tractiune, dupa care se va exemplifica acest ultim aspect, în cazul unui aliaj experimental de tipCu-Al-Ni.

Deplasari atomice pentru formarea maclelor de tip II, în Cu-Al-Ni

Aliajele tip Cu-Al-Ni sunt considerate drept reprezentative pentru martensitele lor termoelastice, cu macle interne. Cea mai mare parte a acestor macle sunt de tip $\{121\}\gamma'_1$, fiind considerate de tip I. Se face mentiunea ca γ'_1 reprezinta martensita de calire din aceste aliaje, cu structura 2H. Pe de alta parte, analizând deplasarile atomice din timpul formarii fazei γ'_1, ca martensita indusa prin tensiune (ceea ce se întâmpla când tensiunea se aplica la temperaturi situate între M_s si A_f), se constata ca planul K_2 si directia η_1 sunt rationale, deci se formeaza macle de tip II. In figura 2 [4] se poate constata ca deplasarile atomice pentru formarea acestor macle sunt simple, putând fi reprezentate prin sageti. Se considera ca se formeaza perechi de atomi de aceeasi specie, dispusi simetric fata de fiecare nod al retelei. Figura 2, a, prezinta celula primitiva a martensitei γ'_1, obtinuta prin proiectia unui plan paralel cu K_2 pe planul normal N (perpendicular pe K_1 si P, dupa cum arata schita din partea stanga jos a figurii). Numerotând cu 1, 2....n fiecare plan K_2, se considera ca punctul A, din celula primitiva, corespunde unui plan (strat) par, iar punctul B corespunde unui strat impar. În plus, se



Poziția		Atomi de	
după:	față de K_2	Cu sau Ni	Al
forfecare de maclare	deasupra	○	□
	dedesubt	○	□
rotație cu η_1 în jurul axei η_1 a matricii	deasupra	●	■
	dedesubt	●	■

Fig. 2

Mecanismul deplasarilor atomice pentru maclarea de tip II, a martensitei γ'_1 în Cu-Al-Ni, proiectate pe un plan N, normal, la planele de forfecare si de maclare (P si respectiv K_1): a - celula primitiva dupa rotatie; b - efectul forfecarii de maclare asupra atomilor dintr-un strat par si deplasarile atomice din planul de forfecare (cu sageti, în partea de sus); c - deplasari atomice într-un strat impar [4]

Mecanism of atomic shuffles for type II twinning of γ'_1 martensite in Cu-Al-Ni, shown as a projection on a plane N, normal to both the sear and the twinning planes (P and K_1, respectively): a - unit cell after rotation; b - effect of twinning shear on the atoms located on an even layer and shuffles from shear plane (with arrows, in the upper side); c - shuffles on an uneven layer [4]

considera ca deplasarea atomica este relativa, atomii de sub planul de maclare (K_1) fiind ficsi, iar cei de deasupra acestuia, mobili. In partea de sus a figurii 2, b, sunt reprezentate (cu sageti) deplasarile necesare aducerii atomilor, care au suferit forfecarea, în pozitiile ocupate de atomii ficsi, dupa rotatia caracteristica maclarii de tip II. In figura 2, b partea de jos, este evidentiat efectul forfecarii asupra atomilor dintr-un strat par. Se observa ca deplasarile atomice sunt paralele cu directia de forfecare (η_1) si au o valoare de cca. 0,06 Å [4]. Pentru straturile impare, deplasarile sunt prezentate în figura 2, c si se observa ca atomii de pe plane paralele sufera deplasari dupa directii paralele, dar în sensuri alternante.

Aparitia maclarii de tip II la tractiune

Dupa cum s-a mentionat, maclarea se recunoaste destul de usor pe curbele de tractiune, datorita aspectului de "dinti de ferastrau" al portiunilor pe care se produce. Desi, în mod curent, la aliajele policristaline este greu sa se faca diferentierea între portiunile corespunzatoare maclarii de tip I si cele pe care s-a produs maclarea de tip II, prin încercari la tractiune aplicate unor epruvete monocristaline cu orientarea adecvata, s-a putut evidentia portiunea maclarii de tip II, în cazul unui aliaj Cu- 13,7 Al-4 Ni (%m) [4]. Rezultatele acestei încercari sunt prezentate în figura 3 [4]. Se observa ca aceasta curba este, pâna într-un

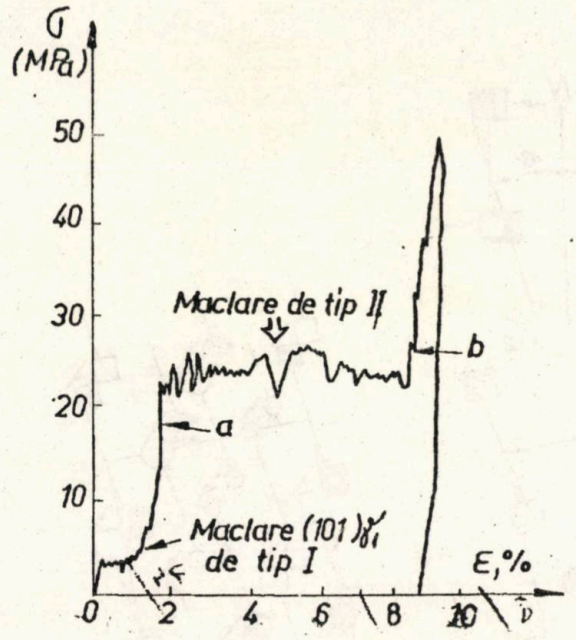


Fig. 3

Curba de tractiune a unui monocristal de Cu-13,7Al-4Ni (%m), deformat cu $\dot{\varepsilon} = 4{,}17.10^{-4} s^{-1}$, prezentând maclare de tip II într-al doilea stadiu [4]
Tensile curve for a Cu-13,7Al-4Ni (wt.%) single cristal strained with $\dot{\varepsilon} = 4{,}17.\ 10^{-4} s^{-1}$, which shows type II twinning in the second stage [4]

punct, asemanatoare curbei generale de tractiune în doua stadii, caracteristica aliajelor cu memoria formei, aflate în domeniul martensitic [2]. Astfel, în stadiul I, dupa o portiune elastica initiala, se produce o prima deformare plastica printr- un proces de maclare de tip I, la care planul de maclare K_1 este de tip $(101)\gamma'_1$. Acest proces este, de fapt, o demaclare, deoarece variantele de martensita din starea initiala nu prezinta nici un fel de orientare preferentiala, fiind constituite în sase grupuri, de câte patru variante, legate prin macle de tip I [5]. Demaclarea poate fi înteleasa cu ajutorul reprezentarilor schematice plane dar mai ales spatiale, din figurile 4 si 5. In figura 4 [6] se observa ca martensita de calire (a) este "acomodata prin maclare" [6], astfel încât legaturile atomice ramân intacte. La cresterea tensiunii (fig. 4, b) variantele de martensita încep sa se orienteze dupa o directie preferentiala, astfel încât la sfârsitul demaclarii (fig. 4, c) se obtine un monocristal, cu orientare unica. O ilustrare si mai completa a procesului de demaclare este redata în figura 5 [7], [8], unde s-a reprezentat mai întâi o schema plana de aranjare în "V" a unui grup de 4 variante, în morfologia de tip "diamant" [7] (fig. 5, a). Figura 5, b [8] prezinta grupul de patru variante, care au fost notate 1, 2, 3 si 4, dupa calire. Formarea unei perechi de tip 1-4 va produce o mica deformare care va fi compensata prin aparitia perechii 2-3, astfel încât variatia macroscopica de volum este nula. La aplicarea tensiunii de intindere, se dezvolta variantele cele mai favorabile în raport cu legea lui Schmidt, în cazul de fata 3 si 4 (fig. 5, c) [8]. Cresterea ulterioara a tensiunii produce demaclarea întregului grup, obtinându-se un monocristal al unei singure variante: 4 (fig. 5, d) [8].

Revenind la figura 3, dupa demaclare si obtinerea unui monocristal cu o alta orientare, proba se deformeaza din nou, elastic, pâna în punctul a, când începe cel de-al doilea stadiu de deformare, reprezentat de maclarea de tip II. Dupa aspectul curbei, maclarea de tip II a fost identificata pe toata portiunea a-b, a carei tensiune medie este de 25 MPa. Dupa punctul b, proba se deformeaza din nou elastic, pâna la 50 MPa, alungindu-se pâna la cca 9%.

Procedeu experimental

Dupa o metodologie descrisa pe larg într-o lucrare anterioara [9], s-a elaborat un aliaj experimen-

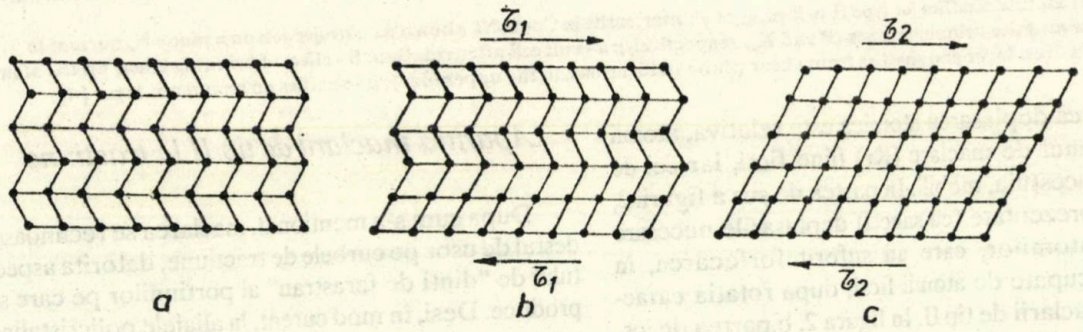


Fig. 4

Evolutia schematica a demaclarii la cresterea tensiunii ($\tau_2 > \tau_1$): a - martensita de calire; b - etapa intermediara; c - monocristal de martensita demaclata [6]
Schematic detwinning evolution with stress increase ($\tau_2 > \tau_1$); a - quenching martensite; b - intermediate stage; c - detwinned martensite single crystal [6]

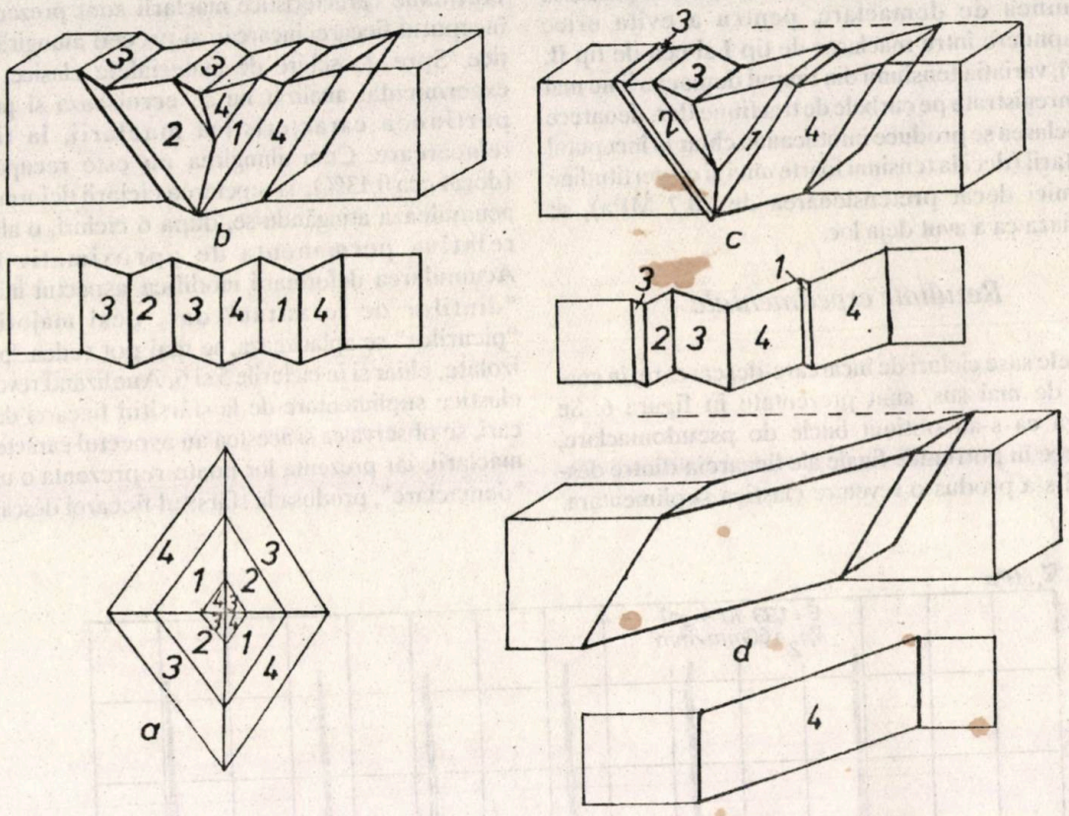


Fig. 5

Schema de demaclare a unui grup de 4 variante autoacomodante de placi de martensita termoelastica: a-schema plana de aranjare în "V" a variantelor în morfologia tip diamant; b - dispunerea variantelor dupa calire; c - demaclare partiala cu cresterea variantelor 3 si 4; d - demaclare totala cu obtinerea unui monocristal al variantei 4 [7], [8]
Scheme for detwinning of a group of 4 self-accomodating variants of thermoelastic martensite plates: a - plane diagram of the "V" arrangement in the diamond-type morphology; b - variants layout after quenching; c - partial detwinning with an increase of variants 3 and 4; d - total detwinning with formation of variant 4-single crystal [7], [8]

tal cu memoria formei, cu compozitia chimica: 81,63% Cu, 13,64% Al, 3,89% Ni, 0,56% Fe, 0,11% Sn, 0,02% Si, 0,01% C si 0,1% alte impuritati. Dupa turnare si deformare plastica la cald, s-au obtinut epruvete de dimensiuni 0,7 x 2 x 40 mm. Cum în starea initiala - obtinuta dupa racirea în aer, în urma refularii prin întindere la 960^{0}C - epruvetele nu au prezentat curbe de tractiune cu "dinti de ferastrau", desi s-au adus dovezi clare ca s-a obtinut martensita, s-a cautat o modalitate de marire a cantitatii de martensita. Astfel, în studiile anterioare [2], [3], [9], [10] s-a aratat ca pentru acest aliaj experimental forma calda se poate imprima printr-o încalzire la 400^{0}C, când se asigura betatizarea (austenitizarea) completa. Dupa o calire (400^{0}C/5min/apa) s-a aratat ca dispare superelasticitatea cu curgere dubla si apare pseudomaclarea, care, în urma revenirii (100^{0}C/30s/aer), se rigidizeaza dar nu prezinta curgere aparenta cu aspect de "dinti de ferastrau" [10]. Atunci s-a repetat calirea; deci, probele aflate în stare initiala au fost pur si simplu supuse la doua caliri (400^{0}C/5min/apa), aplicate imediat dupa racirea completa, de la sfârsitul tratamentului termic precedent. Dupa calirea dubla, epruvetele au fost supuse la sase cicluri de încarcare-descarcare, efectuate cu o viteza de alungire relativa $\dot{\varepsilon} = 1{,}33 \times 10^{-4}\ s^{-1}$, pe o masina de încercat la tractiune Heckert tip FPZ 100/1, care a înregistrat automat variatia tensiunii de întindere în functie de alungirea relativa, cu o viteza v_H = 60 mm/min de deplasare a diagramei. Trebuie retinut ca, într-un studiu anterior, au fost înregistrate curbele de tractiune pentru epruvetele dintr-acelasi material aflat în stare initiala (deci necalita) cu o viteza de deformare de peste doua ori mai mare ($\dot{\varepsilon} = 3.10^{-4}\ s^{-1}$) si tot nu s-a obtinut aspectul de "dinti de ferastrau" [2]. Se observa ca viteza de alungire $\dot{\varepsilon} = 1{,}33.10^{-4}\ s^{-1}$ este de peste 3 ori mai mica decât valoarea $\dot{\varepsilon} = 4{,}17.10^{-4}\ s^{-1}$, mentionata în figura 3. In plus, tensiunea maxima aplicata în timpul celor 6 cicluri din experimentul de fata a depasit doar cu cca 4 MPa valoarea maxima de 50 MPa, din figura 3. In fine, se face precizarea ca ciclurile pseudoelastice au pornit de la o pretensionare initiala de 15 Nm deci încarcarile- descarcarile se fac de la si pâna la aproximativ 10,7 MPa.

Prin aceasta preîncarcare s-a cautat sa se depaseasca portiunea de demaclare, pentru a evita orice suprapunere între maclarea de tip I si cea de tip II. Astfel, variatia tensiunii din timpul demaclarii nu mai este înregistrata pe curbele de tractiune dar, deoarece demaclarea se produce întotdeauna chiar la începutul solicitarii (deci la tensiuni foarte mici si cu certitudine mai mici decât pretensionarea de 10,7 MPa), se apreciaza ca a avut deja loc.

Rezultate experimentale

Cele sase cicluri de încarcare-descarcare, în conditiile de mai sus, sunt prezentate în figura 6. Se observa ca s-au obtinut bucle de pseudomaclare, deoarece în portiunile finale ale fiecareia dintre descarcari s-a produs o revenire elastica suplimentara. Portiunile caracteristice maclarii sunt prezentate la începutul fiecarei încarcari si preced alungirile elastice. Spre deosebire de materialele clasice, aliajul experimental analizat nu se ecruiseaza si prezinta portiunea caracteristica maclarii, la fiecare reîncarcare. Cum alungirea nu este recuperabila (decât cca 0,13%), la repetarea ciclarii deformatia se acumuleaza atingându-se, dupa 6 cicluri, o alungire relativa permanenta de aproximativ 1,7%. Acumularea deformarii modifica aspectul initial al "dintilor de ferastrau" dar, desi majoritatea "picurilor" se aplatizeaza, se mai pot vedea "picuri" izolate, chiar si în ciclurile 5 si 6. Analizând revenirile elastice suplimentare de la sfârsitul fiecarei descarcari, se observa ca si acestea au aspectul caracteristic maclarii, iar prezenta lor poate reprezenta o usoara "demaclare", produsa la sfârsitul fiecarei descarcari,

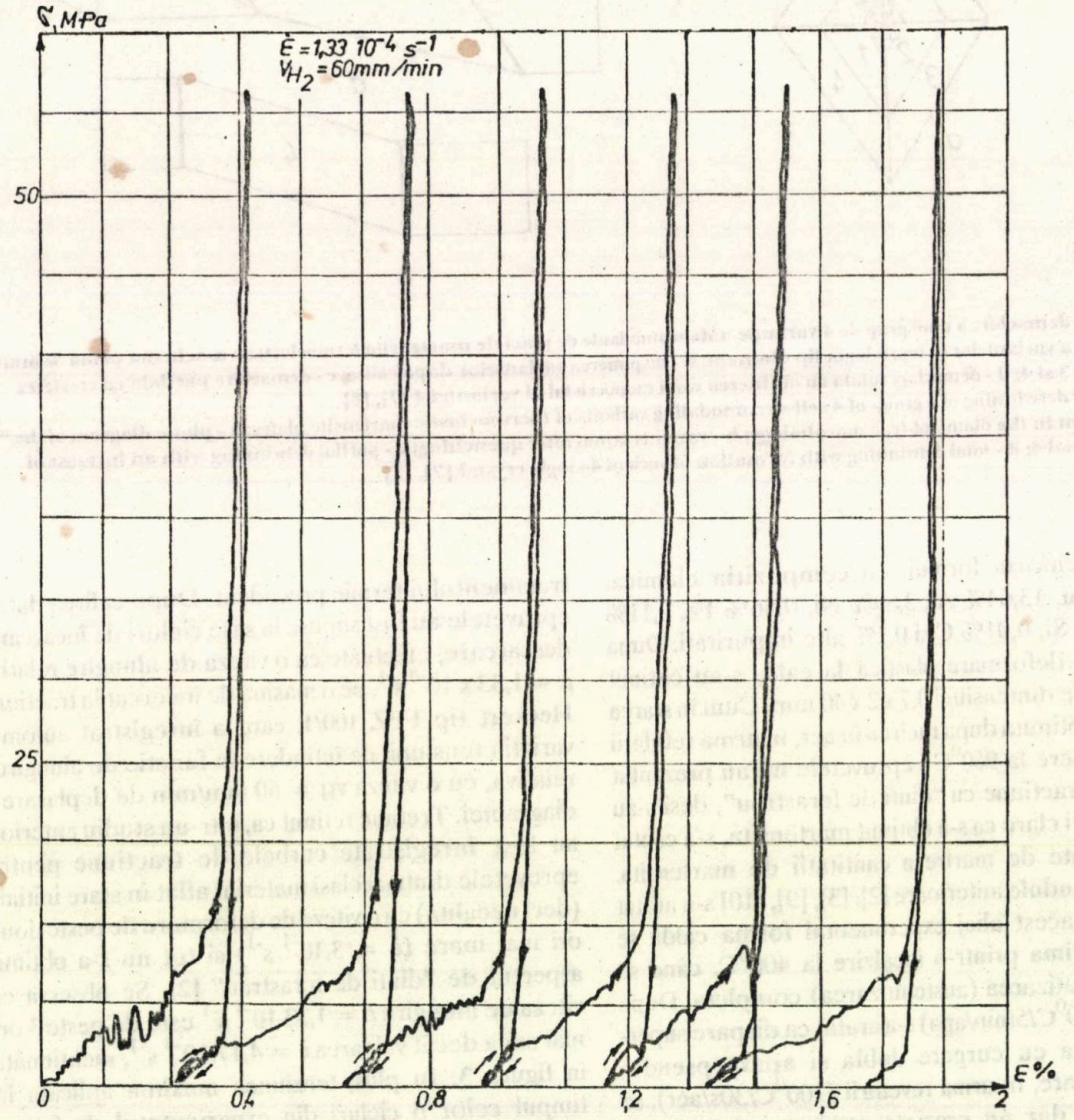


Fig. 6

Inregistrarea celor 6 cicluri de pseudomaclare obtinute pe aliajul experimental analizat. Maclarea de tip II este prezenta la fiecare reîncarcare

Record of the 6 pseudotwinning cycles obtained on the analysed experimental alloy. Type II twinning is present during each reloading

astfel încât la reîncarcare materialul sufera o noua maclare de tip II.

In final, se face precizarea ca maclarea mecanica este considerata ca fiind destul de anevoioasa în aliajele ordonate, deoarece le distruge ordonarea, creând o structura cristalina noua. Din acest motiv, exista pareri care considera ca forfecarea aliajelor ordonate poate fi atribuita unei transformari martensitice induse prin tensiune. Cu toate acestea, dupa cum s-a observat si în figura 2, între portiunea forfecata si matrice exista o relatie de simetrie, daca se tine cont doar de locurile ocupate de atomi si se neglijeaza speciile acestora. Structura astfel obtinuta a fost numita pseudomaclare, iar produsul transformarii este o pseudomacla [11].

S-a aratat, astfel, ca la aliajele cu memoria formei rolul maclei ca mecanism de deformare este foarte complex, iar maclarea nu trebuie limitata, în cazul acestor aliaje, la temperaturi scazute si viteze de deformare mari.

BIBLIOGRAFIE

[1] **Reed-Hill, R.,E.** - *&16 Deformation Twinning and Martensite Reactions*, Physical Metallurgy Principles, 2nd Edition, Brooks/Cole Engineering Devision, California 1973, p. 611.

[2] **Bujoreanu, L.G., Stanciu, S. si Dia, V.** - *Comportament elastic al unui aliaj Cu-Al-Ni cu memoria formei:* In: Metalurgia 46, România, (1994), nr. 9, p. 12

[3] **Bujoreanu, L.G., Stanciu, S. si Dia, V.** - *Efectul vitezei de deformare asupra pseudoelasticitatii de transformare la aliajele cu memoria formei:* In: Metalurgia 46, România, (1994), nr. 10, p. 38

[4] **Ichinose, I., Funatsu, Y. and Otsuka, K.** - *Type II Deformation Twinning in γ_1' Martensite in a Cu-Al-Ni Alloy,* In: Acta Metallurgica 33, Anglia, (1985), p. 1613

[5] **Huang Yuang-Ti and Ho Ming-Ko** - *A Study of Preffered Orientation of Martensite and Shape* Change During Phase Transformation in Cu-Al-Ni, In: Acta Metallurgica et Materialia 40, Anglia, (1992), p. 495

[6] **Wayman, C.M., and Duering, T.W.** - *An Introduction to Martensite and Shape Mwmory.* Engineering Aspects of Shape Memory Alloys, editata de Duering, T.W.; Melton, K. N.; Stockel, D. si Wayman, C.M., Butterworth-Heinemann, London-Boston- Singapore-Sydney-Toronto-Wellington, 1990, p. 3

[7] **Saburi, T. and Wayman, C.M.** - *The Shape memory Mechanism and Related Phenomena in Ag-45 at.%Cd.* In: Acta Metall. 28, Anglia, (1980),p.1

[8] **Delaey, L., Van de Voorde, F. and Krishnan, R.V.** - *Martensite Formation as a Deformation Process in Polycrystaline Cooper-Zinc Based Alloys.* Shape Memory Effects in Alloys, editata de Perkins, J., Plenum Press, New-York-London, 1975, p. 351

[9] **Stanciu, S., Bujoreanu, L.G., Calugaru, G. si Dia, V.** - *Cercetari experimentale privind obtinerea aliajelor Cu-Al-Ni-Fe- Sn cu efect de memoria formei.* In: Metalurgia 46, România, (1994), nr. 11- 12, p. 5-7

[10] **Bujoreanu, L.G., Stanciu, S. si Dia, V.** - *Stabilizare si comportament termomecanic ciclic, la un aliaj cu memoria formei, de tip Cu-Al-Ni.* In: Metalurgia 46, România, (1994), nr. 10, p. 47

[11] **Goo, E., Duering, T, Melton, K., and Sinclair, R.** - *Mechanical Rwinning in $Ti_{50}Ni_{47}$ and $Ti_{49}Ni_{51}$ Alloys,* In: Acta Metall. 33, Anglia, (1985), p. 1725.

REVISTA REVISTELOR

Steel Research, *Germania, 1994, nr. 3*

- *Studiul concentratiei de W pe timpul alierii la afinarea în oala, p. 85*
- *Determinarea automata a activitatii FeO pentru controlul zgurii, p. 90*
- *Validarea modelului de microstructura termomecanica pentru forjarea în matrita închisa, p. 94*
- *Indreptarea la rece a pieselor, p. 100*
- *Folosirea analizei termice pentru validarea modelelor de transformari fazice, p. 103*
- *Influenta continutului de Ti si a granulatiei lui asupra fragilitatii la hidrogen a otelurilor laminate la cald, p. 110*
- *Nou model de descriere a fluajului materialelor metalice la temperatura variabila, p. 114*
- *Coroziunea la cald a otelurilor Fe - 10Cr - 18Ni - 5Mn - Si - N în punctele de depunere a sulfatului topit, p. 120*

DRAHT, *Germania, 1994, nr.1-2*

- *Trefilarea sârmei asistata de calculator, p. 21*
- *Trefilarea sârmei în anul 2000, p. 28*
- *Determinarea diagramelor de rezistenta la oboseala a sârmei pentru arcuri solicitata la încovoiere, p.31*
- *Cablul telefonic în alimentarea cu energie, p.37*
- *Bazele dimensionarii pentru cablajele concentrice cu acoperiri optionale, p.46*
- *Sistemul CAD/CAM Sabre 5000 transpus în practica, p.53*

S.C. ELECTROCARBON S.A. Slatina

Debutul

Inainte de anul 1969 fabricarea de produse carbunoase se limita, în tara noastra, la ceea ce scotea de pe flux mai vechea întreprindere "Carbochim" din Cluj. Pusa în functiune în anul 1952, aceasta acoperea numai în parte necesitatile industriei nationale. Astfel, din gama produselor carbunoase principale stabilite ca necesare la nivelul anului 1970 (circa 18000 t), "Carbochim" Cluj fabrica doar doua repere - electrozi siderurgici cu diametrul maxim de 300 mm, si pasta Soderberg. Restul de repere - blocuri si dale catodice, blocuri de furnal, electrozi clorosodici, electrozi siderurgici cu diametre de 350 - 600 mm care nu se fabricau în tara - era procurat din import. Fata de gama larga de produse carbonice necesare economiei nationale si având în vedere importanta deosebita pe care aceste produse o aveau pentru siderurgie (industria aluminiului, industria chimica) aparea imperios necesara construirea unei noi unitati industriale de profit, idee sustinuta si de realitatea ca materiile prime se puteau asigura în tara, cu alte cuvinte eficienta economica a noului obiectiv industrial propus spre realizare avea deplina motivatie. Construirea întreprinderii era decisiva prin Hotarârea Consiliului de Ministri nr. 2980/1966.

Acestui prim act oficial i-au urmat altele necesare unui demers de o asemenea importanta - planurile de investitii si de import instalatii, studiile tehnico-economice si de amplasament etc.

Nasterea unei întreprinderi de produse carbunoase la Slatina n-a fost usoara. Era, în primul rând, nevoia de colaborare cu firme din Vest, detinatoare de tehnologie în domeniu. Monografia întreprinderii mentioneaza ca un fapt divers ca au fost contactate, de catre partenerul român, nu mai putin de 40 de firme de specialitate din S.U.A., Japonia, Anglia, Franta, Elvetia, Germania, Italia si Austria, majoritatea acestora refuzând participarea în competitie. In tratative s-au angajat doar câteva firme - Klöckner - Humboldt - Deutch (Germania), Electrocarbonium si Morgexcarbo din Italia, Astroplan (Austria). Se pare ca lipsa de interes pe care o aratau în acea perioada firmele vestice fata de aceasta afacere se datora în toate cazurile intereselor de monopol international asupra producerii si desfacerii produselor carbonice. Singurul partener care si-a prezentat oferta (în iunie 1967), a ramas în competitie si cu care s-au încheiat anexele tehnice la contract a fost corpul de firme TECHINT - GANDUSIO, din Italia. Au urmat în 1968 achizitionarea tehnologiei de fabricatie sub licenta Gandusio, precum si importurile de echipamente - presa de 1600 tf, presa de 4000 tf, instalatiile de dozare, de desprafuire si epurare gaze, cuptoarele de coacere, masinile de prelucrare, redresorii s.a., instalatii ce s-au montat în spatiile de productie nou construite. Primele puneri în functiune s-au consemnat acum 25 de ani - cuptorul rotativ de calcinare nr.1, intrat pe flux la 3 noiembrie 1970, si instalatia de preparare pasta Soderberg, care a început sa produca la 30 decembrie acelasi an. Probele tehnologice la celelalte instalatii si echipamente s-au facut, pentru început, numai la cocs petrol calcinat, pasta Soderberg si electrozi presati, operatiune realizata în perioada decembrie 1970 - aprilie 1971.

Etapele dezvoltarii

Proiectele initiale prevedeau realizarea investitiei cu urmatoarele capacitati: electrozi siderurgici - 21000 t/an; blocuri amorfe - 7000 t/an; paste si mase carbonice - 17000 t/an. Aceste capacitati s-au realizat în patru etape succesive, pâna în anul 1974, cu punerea în functiune a cuptoarelor rotative de calcinare, a celor de coacere continue (tip Pechiney), a celor de coacere discontinue, a cuptoarelor de grafitare, a instalatiei de preparare dozare 1 a preselor de extruziune, a sectiei de prelucrare produse finite. Cu etapa a V-a, parcursa în urmatorii opt ani (1974-1982), capacitatile de productie ale întreprinderii au dobândit urmatoarele valori: 41000 t/an electrozi siderurgici; 10000 t/an blocuri amorfe; 23000 t/an paste si mase carbonice. Au fost achizitionate si puse în functiune noi instalatii si echipamente din import, între care sunt de mentionat presa de extruziune nr.3 KOBE-STEEL, cu liniile de malaxoare HUMBOLDT - VEDAG (Germania), cuptoarele continui de coacere tip RIED-HAMER (Germania), instalatia de impregnare cu smoala FEIST-INCON (Germania), cuptoarele de grafitare FRIEM (Italia), agregatul de prelucrare electrozi si nipluri din grafit ACB LOIRE (Franta).

In anul 1982 a fost declansata o noua etapa, care avea ca obiectiv modernizarea capacitatilor realizate în etapele anterioare. Etapa a VI-a, declansata în anul 1984, marcheaza dotarea întreprinderii cu noi instalatii prin care unitatea atinge actualele niveluri de productie de 47000 t/an electrozi siderurgici, 3000 t/an blocuri carbonice, 23000 t/an paste si mase carbonice, 7000 t/an blocuri si dale catodice, 20000 t/an cocs petrol calcinat. Tot în aceasta etapa s-au realizat centrul propriu de cercetare-proiectare, introducerea pe calculator a sistemului informational, extinderile la capacitatile de depozitare, transport intern si a bazei de întretinere si reparatii.

La sarbatorirea celor 25 de ani de existenta ai unitatii, S.C. "Electrocarbon" S.A. se prezinta ca o întreprindere de prim rang, cu patromoniu si potential productiv imens. O adevarata cetate a industriei românesti. Realizarea ei a implicat resurse financiare, eforturi umane, care n-au fost facute în zadar. Firma

"Electrocarbon" este o realizare care se impune cu autoritate pe piata interna si se afirma în ultimii ani cu succes si pe piata externa.

La ordinea zilei - retehnologizarea

Dupa afirmatiile domnilor ing. Alexandru Firaru, director general, Nicolae Marinescu, director general adjunct (tehnic), si ec. Vasile Enoiu, director general adjunct (economic), un prim obiectiv important al actualei perioade îl reprezinta modernizarea substantiala a fluxurilor la fazele de malaxare si presare a produselor si în ceea ce priveste grafitarea electrozilor cu sistem longitudinal. Se afla în stadiu avansat tratativele pentru achizitionarea a doua instalatii din import (Vest) cu care cele doua operatii sa se realizeze la un nivel calitativ superior. Cele doua instalatii vor fi introduse în circuitul productiv în prima parte a anului 1996. In atentia conducerii unitatii sta si fabricarea de repere carbografitice cu volum mic, în special pentru industria electrotehnica si constructia de masini. Sunt produse care se platesc destul de bine si la intern si la export. Prin studii de marketing, s-a constatat ca în chiar tarile vecine sunt firme, clienti interesati sa cumpere astfel de produse. In consecinta, firma slatineana intentioneaza sa se doteze cu instalatii care sa fabrice si astfel de repere.

In etapa a doua de modernizare se preconizeaza dotarea unitatii cu module performante pentru recoacerea electrozilor si niplurilor din grafit. Astfel de echipamente permit un consum cu 50 la suta mai mic. Tot la acest capitol se preconizeaza implementarea unor masini moderne de prelucrare a electrozilor si niplurilor, masini care asigura cote precise la îmbinarea niplu- electrod. Programul de modernizare si retehnologizare mai include dotarea cu tehnica avansata a laboratoarelor, a sistemului informational din cadrul Oficiului de calcul al firmei.

Iata numai câteva din directiile care le vizeaza consiliul de administratie pentru modernizarea fluxurilor de fabricatie, ca o conditie esentiala pentru satisfacerea cerintelor impuse de piata externa.

La împlinirea a doua decenii si jumatate de la punerea în functiune a primelor capacitati de productie, moment pe care S.C. "ELECTROCARBON" S.A. Slatina l-a sarbatorit, prin ample manifestari jubiliare, în zilele de 25 si 26 octombrie a.c., redactia revistei "Metalurgia" adreseaza muncitorilor, maistrilor, cadrelor tehnico-ingineresti, echipei manageriale, întregului personal salariat din întreprindere cele mai sincere felicitari si urari de prosperitate si succese în activitatea viitoare!

REVISTA REVISTELOR

Steel Research, *Germania, 1994, nr.6*

- *Influenta MgO, K_2O, Na_2O si a presiunii gazelor asupra spumarii zgurii în atmosfera reducatoare, p. 213*
- *Transferul azotului în baile de otel încalzite cu plasma functie de polaritatea arcului, p. 219*
- *Modelarea termica si analiza tensiunilor la turnarea continua a sectiunilor oarecare, p. 225*
- *Testarea efectului de inhibare a oxidarii al CaB_6 în materialele refractare MgO - C, p. 234*
- *Simularea deformarii tablei sudate cu role, p. 238*
- *Influenta tratamentului termomecanic asupra transformarii otelurilor, p. 242*
- *Revenirea dinamica a otelurilor Nb-Ti pe timpul deformarii la cald si la rece, p. 248*
- *Evaluarea evolutiei rezistentei intrinseci la fluaj pe baza rezultatelor încercarilor la fluaj cu solicitare constanta, p. 254*

Steel Research, *Germania, 1994, nr.7*

- *Termodinamica oxigenului, azotului si sulfului în fonta lichida în echilibru cu CaO-TiOx si $CaO-Al_2O_3$-TiOx, p.261*
- *Simularea cu model de apa a curgerii în distribuitor în conditii variabile, p.267*
- *Simularea numerica a distributiei temperaturii si a comportarii la solidificare pe timpul atomizarii, p.273*
- *Incarcarea directa a sleburilor subtiri dintr-un otel cu continut mic de C, microaliat cu Ti, pentru deformare la rece, p.279*
- *Calculul proceselor de deformare a metalelor cu ajutorul metodei elementelor finite, p.284*
- *Modelarea anizotropiei modulului lui Young în policristale, p.291*
- *Model termodinamic pentru forta motrice a compozitiei chimice la nucleatia carbonitrurilor complexe în otelul microaliat, p.298*
- *Analiza fractala a suprafetei de rupere la oboseala pe directia propagarii fisurii, p.305*

NOUTATI

EISENHÜTTENTAG, GERMANIA, 1995
CONGRESUL ANUAL AL SIDERURGIEI GERMANE - 1995

Düsseldorf, 16-17 noiembrie 1995

1) Sedinta de deschidere
- *Uvertura la "Egmont" - L. v.Beethoven*
- *Salutul din partea prezidiului si raportul asupra situatiei siderurgiei*
- *Drumul economiei catre structuri noi (efecte asteptate si nedorite)*
- *Acordarea de distinctii*
- *Cum traim si muncim noi .... mâine?*
- *Partea I din Simfonia a 9-a "Din lumea noua" de A. Dvorak*

Programul sedintelor de specialitate

2) Sedinta plenara: Strategia anilor 2000 - Orientarea structurala a uzinelor siderurgice cu productie preponderenta de "plate"

Rapoarte ale întreprinderilor:

- *A.G. Dillinger Hüttenwerke - Dr. M. Maulvanlt - Dillinger*
- *ARBED S.A./Sidmar N.V./Uz. Bremen Gmbh - ing. F. Wagner - Gent*
- *EKO Stahl Gmbh - Dr. ing. H.I.Krüger - Eisenhüttenstadt*
- *Hoogovens Groep B.V. - Dr. A. van der Velden - Ijmuiden*
- *Krupp Hoesch Stahl A. G. - Dr. ing. H.W. Grusshoff - Dortmund*
- *Preussag Stahl A.G. - Dr. ing. Selenz - Salzgitter*
- *Thyssen Stahl A.G. - Dr. ing. E. Schultz - Duisburg*
- *Voest - Alpine Stahl A.G. - Dr. P. Strahammer - Linz*
- *Privire de ansamblu - Dr. ing. K. Stähler V.D.Eh. - Düsseldorf*

3) Grupa I - Materii prime, elaborarea fontelor, elaborarea otelurilor - Asigurarea materiei prime si productivitatea tehnologiilor metalurgice

Materii prime
- *Dezvoltari ale pietei carbunilor cocsificabili si cocsului, precum si a capacitatilor de cocsificare*
- *Modificari de structura în extractia de minereuri si în piata mondiala a minereurilor de fier*
- *Reciclarea maselor plastice ca materiale reducatoare în furnale*
- *Aprovizionarea otelariilor cu fier vechi*
- *Reciclarea la temperaturi ridicate a fierului vechi nepurificat si a altor deseuri din siderurgie sau alte surse, în cubilouri cu oxigen multifunctionale*
- *Stadiul de dezvoltare a reducerii directe si a topirii reducatoare a minereului de fier*
- *Productivitatea tehnologiilor metalurgice*
- *Masuri pentru corelarea productiei de aglomerat cu productia crescuta de fonta*
- *Masuri pentru cresterea productivitatii furnalelor*
- *Controlul "on-line" al calitatii si prognoza calitatii la turnarea continua a otelului*

4) Grupa a 2-a - Instalatii tehnologice si tehnica deformarii - Simularea si optimizarea în functionarea instalatiilor tehnologice si în tehnica deformarii
- *Utilizarea simularii sistemului pentru rezolvarea problemelor la instalatiile de laminare la cald si la rece, dezvoltata pe exemplul aparitiei zgomotelor la instalatiile tandem de laminare la rece*
- *Simularea, ca instrument în optimizarea desfasurarii proceselor*
- *Instalatiile cuplate de decapare si de laminare la rece, de la SIDMAR*
- *Construirea unui ajustaj complet automat pentru banda îngusta - experienta de functionare*
- *Noi cunostinte asupra forjarii la ciocan, cu avansul si rotirea piesei, pe agregate de forjare cu patru scule*

5) Grupa a 3-a: Tehnica materialelor. Simularea comportarii materialelor la producere, prelucrare si în utilizare
- *Posibilitati si limite ale simularii comportarii materialelor*
- *Deformarea si transformarea la cald*
- *Stabilirea datelor privind materialele, pentru calculele de simulare*
- *Cai pentru simularea si calculul influentei structurii asupra caracteristicilor materialelor*
- *Utilizarea modelelor pentru materiale*
- *Privire generala si alte posibilitati de viitor*

ANALIZA DETERIORĂRII MATERIALULUI ŞI A TENSIUNILOR REMANENTE DIN ZONA ÎMBINĂRII PRIN SUDURĂ, DIN ŢEVI SUDATE LONGITUDINAL, ELECTRIC PRIN PRESIUNE - Partea a II-a

Sef de lucrari ing. M. Bercea - Universitatea Tehnica Gh. Asachi Iasi

C.Z.: 621.791

Introducere

În prima parte s-a prezentat corelaţia tensiune remanentă - microduritate, respectiv parametrul de deteriorare a materialului, cât şi evoluţia acestuia pe parcursul fabricării ţevii (35x2 [mm], ţeavă sudată electric, longitudinal, prin presiune.

Partea a II-a prezintă rezultatele simulării fenomenelor care au loc în timpul sudării şi răcirii forţate a materialului, fenomene care au implicaţii directe asupra tensiunilor remanente din ţeavă.

Fenomene termice legate de sudarea şi răcirea benzii

Sudarea electrică longitudinală prin presiune presupune apăsarea celor două margini ale benzii semifabricat, una spre cealaltă [1] şi încălzirea zonei de contact dintre cele două margini la temperatura de sudare (~1400 [°C]).

Procesul de încălzire şi răcire a îmbinării sudate prin presiune este similar cu un tratament termic de călire, prezentând totuşi şi unele aspecte distincte:

a) - încălzirea materialului în vederea sudării este locală, temperatura fiind distribuită neuniform (de la temperaturi situate sub linia solidus, până la temperatura mediului ambiant).

b) - viteza de încălzire a materialului în vederea sudării este mult mai mare decât în cazul tratamentelor termice obişnuite, ceea ce are ca efect deplasarea spre valori mai ridicate a punctelor de transformare A_{C1} şi A_{C2}.

În ceea ce priveşte viteza de răcire, aceasta este comparabilă cu aceea caracteristică tratamentelor termice de călire, ca urmare a răcirii în flux continuu cu emulsie, a zonei sudate după debavurare.

Conform diagramei T.T.T.* (fig.1), în cordonul de sudură pot să apară constituenţi de călire, în special, în cazul ţevilor cu pereţi subţiri, ca urmare a vitezei mari de răcire.

Simularea fenomenelor care au loc în timpul încălzirii şi răcirii în cordonul de sudură s-a realizat utilizând un microscop optic, specific temperaturilor înalte - REICHERT - ME2** ,care permite analizarea unor epruvete (fig.2) la temperaturi cuprinse între 0 - 1300 [°C] şi apoi răcite cu azot, cu diverse viteze de răcire.

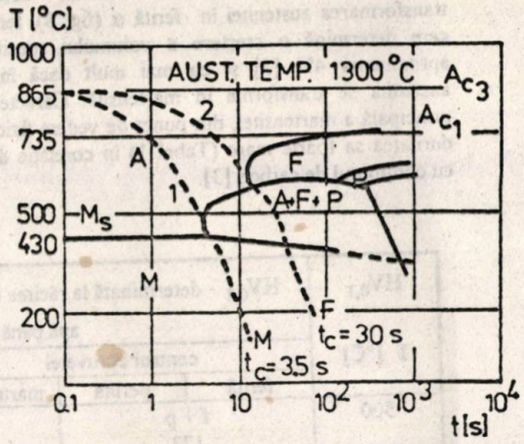


Fig. 1 - Diagrama T.T.T. pentru oţelul OL 37 [2]
T.T.T. diagram for the OL 37 steel [2]

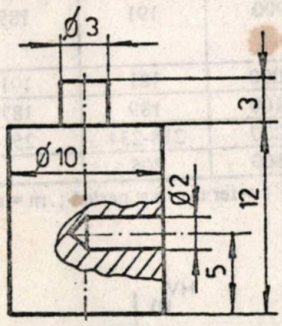


Fig. 2 - Forma epruvetei
Specimen form

Analiza modificărilor structurale survenite în timpul încălzirii şi răcirii epruvetelor studiate (fig.3) permite evidenţierea următoarelor observaţii:

a) - la încălzire, primele modificări vizibile au început să apară la temperaturi de aproximativ 800 [°C], deci temperaturi în domeniul transformărilor fazice incomplete, când o parte din grăunţii de ferită se transformă în austenită. Se observă că după ce s-a terminat transformarea fazică, respectiv la temperaturi de peste 900 [(C] are loc un proces de creştere a grăuntelui de austenită,, proces care este mult accelerat de creşterea temperaturii de încălzire.

b) - la răcire se poate remarca obţinerea unei varietăţi de structuri în funcţie de temperatura de la care s-a efectuat răcirea epruvetei.

La epruvetele încălzite şi respectiv răcite de la 500 [°C], 600 [°C], 700 [°C], 800 [°C] nu se observă prin metalografie optică, deosebiri structurale faţă de

structura materialului de bază. La măriri foarte mari s-a observat în unele zone şi constituienţi aciculari de tip bainitic.

Structura corespunzătoare temperaturii de 900 [(C] se carecterizează printr-o granulaţie fină (ca urmare a faptului că această temperatură se situează în domeniul temperaturilor de normalizare).

Răcirea forţată cu emulsie determină transformarea austenitei în ferită α (fig. 3), fenomen care determină o creştere a volumului specific cu aproximativ 4% [3] şi cu mai mult dacă în final austenita se transformă în martensită. Caracteristica principală a martensitei, din punct de vedere fizic, este duritatea sa foarte mare (Tabel 1) în corelaţie directă cu conţinutul de carbon [3].

Creşterea volumului specific care este dictată de transformările amintite, la răcire, determină apariţia tensiunilor remanente în cordonul de sudură, dependente fiind de temperatura de încălzire cât şi de viteza de răcire (fig.1).

Pe de altă parte, la răcire, temperatura la suprafaţa materialului descreşte mai repede decât în miez, ceea ce înseamnă că variaţia volumului specific este diferită la suprafaţă faţă de miez în concordanţă cu variaţia temperaturii.

Valorile microdurităţilor determinate ulterior pe epruvetele analizate pe micriscop au fost în concordanţă cu acelea determinate pe eşantioane din ţeavă [1], oţel OL 32[1] (tabel 1) şi bandă (fig.4).

Tabelul 1

$HV_{0,1}$ T [°C]	$HV_{0,1}$ - determinată la răcirea epruvetei (încălzită iniţial la temperatura T) cu apă până la temperatura de 20°C						Observaţii
	centrul epruvetei			marginea epruvetei			
	ferită	perlită	martensită	ferită	perlită	martensită	
500	f + p 173		—	f + p 169		—	perlită lamelară + f
600	162	162	—	157	162	—	-"-
700	181	191	—	157	200	—	-"-
800	181	200	—	189	215-226	—	-"-
900	191	185	—	215	229	—	f + p asemănări cu structura Widmanstaten
1000	181	191	—	171	185	—	-"-
1100	189	187	257			257-278	f+p+b
1200	218-234	253	278	229	253	312	f + p
1300	205		286-312	200-210	210-244		f+p+m+b

Notă: f = ferită ; p = perlită ; m = martensită ; b= bainită

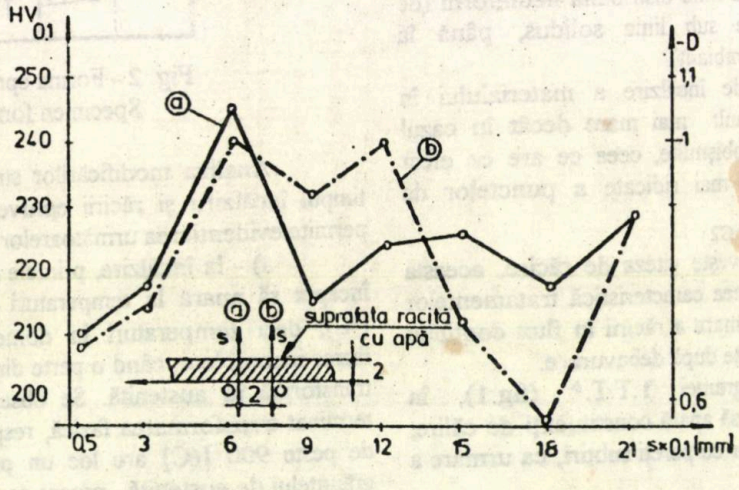


Fig. 4 - Distribuţia microdurităţii pe un eşantion din tablă încălzit la 1290 [°C] şi răcit cu apă
Microhardness distribution on the rolled plate warned at 1290 [°C] and cooled with water

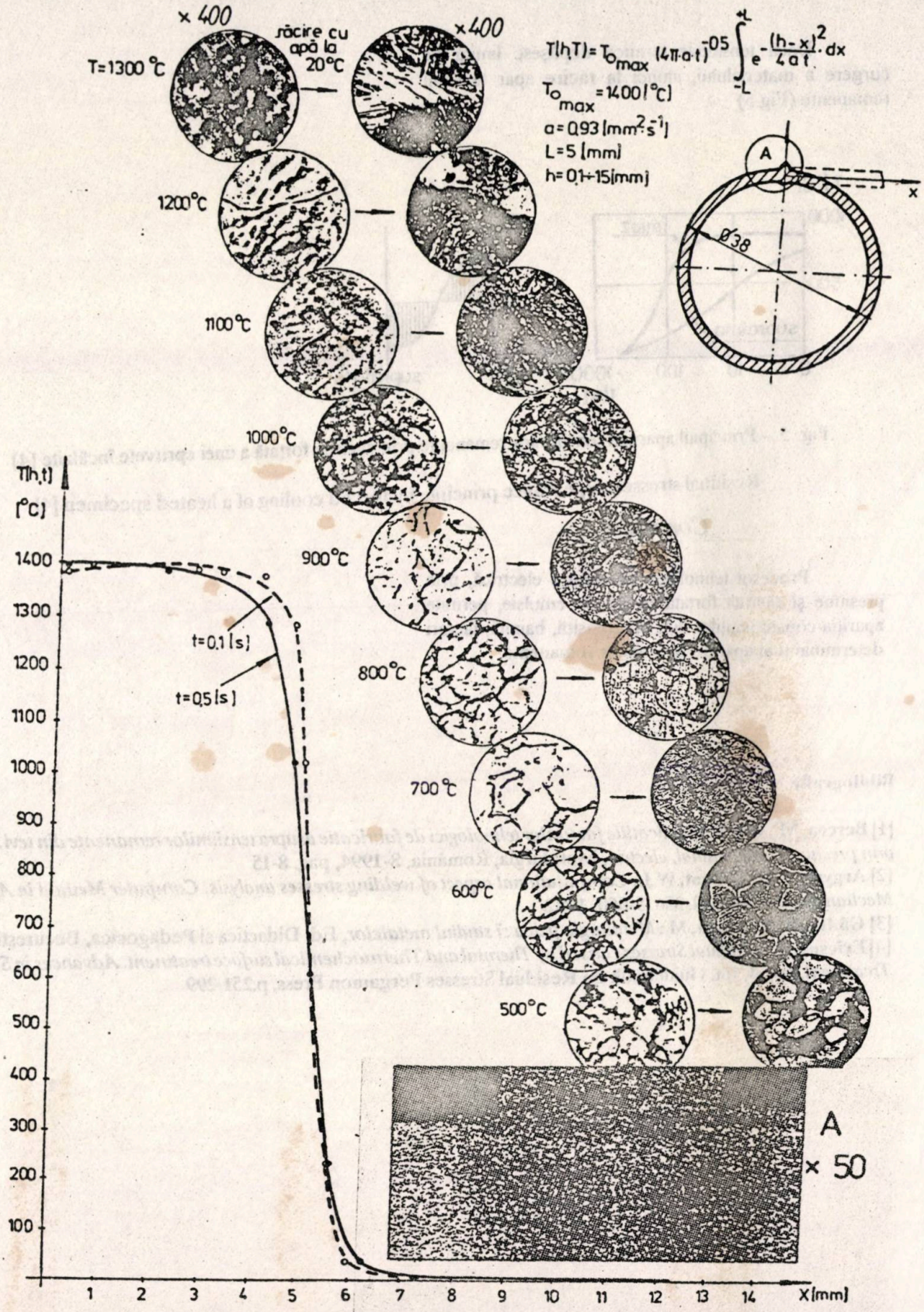


Fig. 3 - Analiza termo - metalografică a transformărilor structurale în oțelul OL 37

Dacă tensiunile termice depăşesc limita de curgere a materialului, atunci la răcire apar tensiuni remanente (Fig.5)

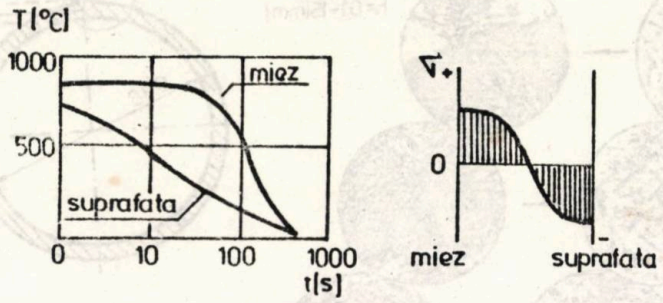


Fig. 5. - Principiul apariţiei tensiunilor remanente prin răcirea forţată a unei epruvete încălzite [4]

Residual stresses appearance principle by forced cooling of a heated specimen [4]

Concluzii

Procesul tehnologic de sudare electrică, prin presiune şi răcirea forţată cu jet de emulsie, permite apariţia constituienţilor duri, martensită, bainită, factori determinanţi ai apariţiei tensiunilor remanente.

Bibliografie

[1] Bercea, M., Dia, V.: *Implicatiile factorilor tehnologici de fabricatie asupra tensiunilor remanente din tevi sudate prin presiune, longitudinal, electric*, Metalurgia, România, 8-1994, pag. 8-15
[2] Argyris, J.H., Szimat, W.J.: *Computational aspect of welding stresses analysis. Computer Method in Applied Mechanics*, Londra, vol. 35635-660, 1982
[3] Gâdea, S., Petrescu, M.: *Metalurgie fizica si studiul metalelor*, Ed. Didactica si Pedagocica, Bucuresti, 1983
[4] Ericson, T.: *Residual Stresses caused by Thermal and Thermochemical surface treatment. Advances in Surface Treatment*, vol. 4, Int. Guidebook on Residual Stresses Pergamon Press, p.251-299

SOCIETATEA COMERCIALA

"INTFOR - S.A." GALATI

Str.Portului nr.157 - Galati - 6200

Telefon: **036/460766, 036/462400,** *Telefax:* **036/460766**

Telex: **51224**

PRODUCE SI LIVREAZA ÎN MOD CURENT:

TABLA LAMINATA LA CALD, grosimi 0,5-4,0 mm,din diverse calitati de otel:

- otel carbon de uz general;
- otel carbon de calitate;
- otel slab aliat,aliat si înalt aliat;
- otel de scule;
- otel inoxidabil.

TABLA ZINCATA

BANDA SI TABLA ELECTROZINCATA

TABLA CUTATA NEAGRA SAU ZINCATA

PROFILE FORMATE LA RECE (U,L,C,T,Z,TM etc.)

TEVI PROFILATE

PRODUSE DE UZ CASNIC SI GOSPODARESC:

- canistre;
- tevi;
- lopeti;
- sape;
- pubele gunoi etc.

CONSTRUCTII METALICE DIVERSE:

- paturi;
- panouri garduri ornamentale;
- balustrade;
- containere resturi menajere;
- pavele pardoseli;
- boxpaleti etc.

LIVRAM LA PRETURI AVANTAJOASE:

pe baza de **C.E.C.** **oricarui agent economic de stat sau privatizat.**

cu plata **in numerar,** *prin magazinul propriu,* **oricarei persoane particulare.**

Your most reliable trading partner

Metalexportimport S. A. is a specialized foreign trade company, the most important exporter of metallurgical products in Romania.

Metalexportimport S. A.

EXPORTA:

- tabla medie si groasa, inclusiv tabla navala (hot rolled heavy plates, including shipbuilding plates);
- tabla subtire laminata la rece (cold rolled steel sheets);
- tabla zincata (galvanized steel sheet);
- tabla transformator (cold rolled-oriented grain silicon steel strip);
- profile otel laminate la cald UNP, INP, corniere, otel rotund, patrat (hot rolled steel profiles-channels joists, angles, round, flat bars);
- otel beton si sârma laminata (reinforcing steel bars and wire road);
- sârma trasa din otel (drawn steel wire);
- electrozi sudura (welding electrodes);
- cuie (nails);
- lanturi industriale (industrial chaines);
- cabluri tractiune (wire ropes);
- sârma si toroane beton precomprimat (steel wire for prestressed concrete and stress relieved steel wire strands);
- cord metalic (brass plated steel cord for tyres);
- sârma talcane (bronze plated steel wire);
- tevi conducta (seamless line pipes);
- burlane foraj (casing);
- tevi sudate (welded pipes);
- blocuri aluminiu si laminate aluminiu (aluminium ingots and aluminium products).

IMPORTA:

- cocs (coke);
- carbune cocsificabil (coaking coal);
- materiale refractare (refractory products);
- minereu de fier (iron ore);
- feroaliaje (ferroalloys);
- neferoase blocuri (nonferrous ingots);
- alte materii prime necesare industriei metalurgice (other raw materials for metallurgical industry).

ORSZÁGOS MŰSZAKI KÖZPONT ÉS KÖNYVTÁR INFORMÁCIÓS 1883

We guarantee quality and competitiveness!

Metalexportimport S. A.

Bucharest - Romania, 21 - 25 Mendeleev Street
Phone: 01/3120447, 01/659606; Telex: 11515;
Fax :11515

"SIDEROM" S. A., societate comerciala de strategie, cu sediul în Bucuresti,
str. Mendeleev, nr. 21 - 25, sector 1,
telefon: 01/6 59 65 35,
telefax: 01/3 12 42 76; 01/3 12 42 78; 01/3 12 42 80

produce si comercializeaza prin cele 56 de societati comerciale asociate urmatoarele:

- *laminate finite lungi din otel deformate la cald;*
- *table si benzi din otel laminate la cald si la rece;*
- *table si benzi din otel acoperite;*
- *bare din otel deformate la rece;*
- *profile din otel îndoite la rece;*
- *sârme din otel trefilate si produse din sârma;*
- *produse din aliaje speciale, inclusiv rezistive;*
- *tevi din otel sudate longitudinal, trase sau laminate la rece;*
- *electrozi si fluxuri de sudura;*
- *feroaliaje;*
- *produse cocsochimice;*
- *produse carbunoase;*
- *diverse produse de uz industrial, agricol si casnic;*
- *activitate de consulting si service în domeniile engineering, comercial, financiar-contabil,management, juridic, relatii sociale, informare si documentare de specialitate.*

"SIDEROM" S. A., holding - type strategy company, with head offices in Bucharest,
21 - 25, Mendeleev st., sector 1,
telephone: 01/6 59 65 35,
telephaxes: 01/3 12 42 76; 01/3 12 42 78; 01/3 12 42 80

provides and supplies through its 56 associated companies:

- *hot-rolled steel sections;*
- *hot-rolled and cold-rolled sheets and strips;*
- *coated sheets and strips;*
- *cold-drawn steel bars;*
- *cold-bent steel sections;*
- *rolled and drawn wire and wire products;*
- *special alloys products, including resistive strip and wire;*
- *longitudinally welded tubes and pipes, both cold-rolled or drawn;*
- *welding electrodes and fluxes;*
- *ferro-alloys;*
- *metallurgical coke and by-products;*
- *graphite electrodes;*
- *different products of industrial, agricultural and housekeeping purpose;*
- *consulting and assistance for: engineering, trade, marketing, finance, management, legislation, social relations information and know-how in specific branches.*

Procurându-va cataloagele complete si vizitând microexpozitia de la sediul nostru puteti capata raspunsuri la toate întrebarile dumneavoastra referitoare la posibilitatile siderurgiei românesti.

Please take opportunity to purchase our catalogues and to visit the micro-exhibition which is located in our head-offices, in order to receive the answer to your questions, regarding the posibilities of the romanian iron and steel industry.

SIDEROM *at your disposal !*

Your most reliable trading partner

Metalexportimport S. A. is a specialized foreign trade company, the most important exporter of metallurgical products in Romania.

Metalexportimport S. A.

EXPORTA:

- tabla medie si groasa, inclusiv tabla navala (hot rolled heavy plates, including shipbuilding plates);
- tabla subtire laminata la rece (cold rolled steel sheets);
- tabla zincata (galvanized steel sheet);
- tabla transformator (cold rolled-oriented grain silicon steel strip);
- profile otel laminate la cald UNP, INP, corniere, otel rotund, patrat (hot rolled steel profiles-channels joists, angles, round, flat bars);
- otel beton si sârma laminata (reinforcing steel bars and wire road);
- sârma trasa din otel (drawn steel wire);
- electrozi sudura (welding electrodes);
- cuie (nails);
- lanturi industriale (industrial chaines);
- cabluri tractiune (wire ropes);
- sârma si toroane beton precomprimat (steel wire for prestressed concrete and stress relieved steel wire strands);
- cord metalic (brass plated steel cord for tyres);
- sârma taloane (bronze plated steel wire);
- tevi conducta (seamless line pipes);
- burlane foraj (casing);
- tevi sudate (welded pipes);
- blocuri aluminiu si laminate aluminiu (aluminium ingots and aluminium products).

IMPORTA:

- cocs (coke);
- carbune cocsificabil (coaking coal);
- materiale refractare (refractory products);
- minereu de fier (iron ore);
- feroaliaje (ferroalloys);
- neferoase blocuri (nonferrous ingots);
- alte materii prime necesare industriei metalurgice (other raw materials for metallurgical industry).

We guarantee quality and competitiveness!

Metalexportimport S. A.

Bucharest - Romania, 21 - 25 Mendeleev Street
Phone: 01/312 04 47, 659 50 60; Telex: 11515;
Fax: 01/312 04 46

(5600) 4

METALURGIA

Revista lunara editata de SIDEROM S.A.

1995

E 3280

Uzinsider s. a.

Cooperates for construction and rehabilitation of metallurgical plants, both in Romania and abroad, with reputed companies, specialized in technology and manufacturing of equipment for iron and steel industry.

UzinSider Foreign trade Company

32, Republicii Blv., Phone 613 16 34, P.O.B. 2, Fax: 312 39 02;
Cable UZEXIM - Bucharest, Romania

IMPORTANT PRODUCATOR DE

LAMINATE FINITE DIN OTEL

Sidex

sub forma de:

Tabla si banda laminata la cald

Tabla groasa

Tabla si banda laminata la rece

Tevi sudate longitudinal cu diametre cuprinse în gama 508 - 1420 mm.

destinate:

industriei chimice, petrochimice si a gazelor naturale

industriei electronice

constructiei de masini grele, nave maritime si fluviale, utilaje

fabricilor de produse de larg consum (autoturisme, frigidere, masini de spalat, aragaze, obiecte casnice)

Str. Smârdan, nr. 1
6200 - Galati - România
Tel: 40 - 36 43.19.00
Fax: 40-36-43.20.17; 46.49.46
Telex: 51257; 51312

SIDEX S.A.
GALAŢI - ROMÂNIA

Inregistrat în Registrul Comertului Nr. J 17/21/1991
Cod Fiscal: 1639739 B.C.R. Galati

IMPORTANT PRODUCATOR DE
LAMINATE FINITE DIN OTEL

Sidex

OROSZ MŰSZAKI INFORMÁCIÓS KÖZPONT ÉS KÖNYVTÁR 1863

sub forma de:

Tabla si banda laminata la cald

Tabla groasa

Tabla si banda laminata la rece

Tevi sudate longitudinal cu diametre cuprinse în gama 508 - 1420 mm

destinate:

Industriei chimice, petrochimice si a gazelor naturale

industriei electronice

constructiei de masini grele, nave maritime si fluviale, utilaje

fabricilor de produse de larg consum (autoturisme, frigidere, masini de spalat, aragaze, obiecte casnice)

SIDEX S.A.
GALAŢI - ROMÂNIA

Str. Smârdan, nr. 1
6200 - Galati - România
Tel: 40 - 36 43.19.00
Fax: 40-36-43.20.17; 46.49.16
Telex: 51257; 51312

Inregistrat în Registrul Comertului Nr. J 17/21/1991
Cod Fiscal: 1639739 B.C.R. Galati

SOCIETATEA COMERCIALA

"INTFOR - S.A." GALATI

Str.Portului nr.157 - Galati - 6200

Telefon: **036/460766, 036/462400,** *Telefax:* **036/460766**

Telex: **51224**

PRODUCE SI LIVREAZA ÎN MOD CURENT:

TABLA LAMINATA LA CALD, grosimi 0,5-4,0 mm,din diverse calitati de otel:

- otel carbon de uz general;
- otel carbon de calitate;
- otel slab aliat,aliat si înalt aliat;
- otel de scule;
- otel inoxidabil.

TABLA ZINCATA

BANDA SI TABLA ELECTROZINCATA

TABLA CUTATA NEAGRA SAU ZINCATA

PROFILE FORMATE LA RECE (U,L,C,T,Z,TM etc.)

TEVI PROFILATE

PRODUSE DE UZ CASNIC SI GOSPODARESC:

- canistre;
- tevi;
- lopeti;
- sape;
- pubele gunoi etc.

CONSTRUCTII METALICE DIVERSE:

- paturi;
- panouri garduri ornamentale;
- balustrade;
- containere resturi menajere;
- pavele pardoseli;
- boxpaleti etc.

LIVRAM LA PRETURI AVANTAJOASE:

pe baza de **C.E.C. oricarui agent economic de stat sau privatizat.**

cu plata **in numerar,** *prin magazinul propriu,* **oricarei persoane particulare.**

METALURGIA

REVISTA EDITATA DE "SIDEROM" S. A.

11 - 12
nov. - dec.
1995

ISSN 0461 - 9579

Sumar

Badea,S.: **Aspecte privind dezvoltarea si valorificarea noilor tehnologii, masini si instalatii în sectiile de forja** 5

Chelu, Gh.: **Cercetari experimentale asupra alungirii si latirii la întindere prin forjare** ... 10

Apa, L.: **Cercetari privind evaluarea pentru aliajele de tip Fe-X- Yi, a unor parametrii de interactiune ε_X^{Yi} pe baza corelatiei dintre acestia si numarul atomic al elementului Yi în sistemul periodic** 14

Zamfir, Simona si Matei, D.: **Tratamentul termic superficial cu laser al otelului inoxidabil feritomartensitic 10Cr130** 17

Cojocaru, V.: **Influenta inocularii cu FeSi75 asupra proportiei de ferita din fonta cu grafit nodular** 21

Teodorescu, Romanita si Andrei, A.: **Cercetari de valorificare a namolurilor cu continut ridicat de fier rezultate în unele statii de neutralizare uzinale** 25

Badea, S. si Cosor,E.: **Elemente de proiectare si modernizare a sectiilor de forjare în matrita (Partea I)** 28

Badea,S. si Cosor,E.: **Elemente de proiectare si modernizare a sectiilor de forjare în matrita (Partea a II-a)** 32

Ionescu, C si Pana,Mihaela: **Cercetari asupra prelucrabilitatii prin aschiere a otelurilor aliate de îmbunatatire** 41

Ulmanu, Mihaela, Popa,Stela, Neagu,Eleonora, Soare,Victoria si Stoiciu,Fl.: **Cercetari privind îndepartarea avansata a ionului cupric din solutii diluate, determinarea timpului optim de contact si a capacitatii de adsorbtie a materialelor cu proprietati adsorbante utilizate** 46

Canta,T. si Gliga,Mariana: **Consideratii privind precizia dimensionala obtinuta la tragere fara filiera** 50

Arghirescu, M.: **O teorie de aplicarea microfizica a mecanismului transformarilor din metale** 53

Grosu,I.: **Programul de actiune "SIDEX 10% " verde** 56

Grosu, I.: **Cum sa scapam de judecata nepotilor** 58

Florea, Al.: **Viitorul siderurgiei?(II)** 59

Carcea, I., Agop, M. si Georgescu, A.: **Influenta solicitarii la forfecare mecanica asupra viscozitatii si structurii aliajelor** 62

Aloman,A. si Ghica, V.: **Calculul termodinamic al cursei liquidus din diagrama de echilibru Al-Fe** 68

Aloman, A. si Taloi, D.: **Analiza termodinamica si cristochimica a sistemului de aliaje Bi-Cd** 80

D.C.:621.73

Badea, S.: **Aspects regarding the development and the capitalize of the new tehnologies, machines and plants in forging sections**

The forging technique, technical preparing, production operated planning were and still are the keys by which the entire activity can be permanently controlled. This fact allows to settle the data and forging sections activity.

The technical-economic slips create the necesary base for structural, economic, technic and supplying analysis in order to increase production efficiency. These conduct to a typifying action
Metalurgia 47 (1995), nr.11-12, p. *5*

D.C.:621.73

Chelu ,Ghe.: **Experimental research on the elongation and the wideness at forging extention (elongation).**

In the paper are presented the experimental research results regarding the factors which are influencing the elongation and the wideness at the forging extention with plane tools. It has been established that the rigid zones from the ends of the deformed portion, are hard braking the wideness in favour of the elongation. So, the catching ratio value l_0/b_0, at which the elongation is equal with the wideness it is changeing from value 1 in the case in which the material shift during the deformation it is subjected only to the minimum resistance law, at 1,6 owing to rigid ands existence.

By the experimental data statistical processing has been obtained some mathematical correlations regarding the deformation degree and catching ratio l_0/b_0 influence on the elongation, wideness coefficient and corrosion obtained at forging.

Also in the paper is presented a nomogram with which can determine the elongation and wideness at forging with plane tools.
Metalurgia 47 (1995), nr.11-12, p. *10*

D.C.: 669.017

Apa ,L.: **Researches regarding the evaluation for the alloys type Fe-x-yi of some interaction parameters ε_x^{yi} on the correlation basis between these and the atomic number zi of the yi element in the periodic system.**
Metalurgia 47 (1995), nr.11-12, p. *14*

D.C.: 669.14.018.8

Zamfir, Simona and Matei, Danieta.: **10Cr130 ferritic-martensitic stainlles steel laser surface treatment.**

Laser surface treatment divides into simple hardening and remelting. The purpose of this work is to analayse the transformations which are occuring during laser treatment and the parameters by which them are determined. The effect of laser heat treatment of stainlles steel 10Cr130 on the microstructure, hardness and corrosion resistance was investigated.
Metalurgia 47 (1995), nr.11-12, p. *17*

D.C.: 669.131.622

Cojocaru ,V.: **FeSi75 replacement influence on the ferritic rate in the nodular graphite iron.**

It is studyed the FeSi75 (0-1%) influence as inoculant on the ferrite proportion in the structure in principal.

The dependence between the FeSi75 and the ferrite proportion is parabolical.

It is recommended that the 0,25% FeSi75 as optimum for the graphite quantity and the graphite noduls number and the 0,5% FeSi75 quantity as optimum regarding the maximum ferrite proportion.
Metalurgia 47 (1995), nr.11-12, p. *21*

D.C.: 669.2.4

Teodorescu ,Romanita and Andrei, A.: **Researches regarding the revaluation of the muds with iron high content resulted in some neutralization plant stations.**

The paper presents the data established as a result of the effectuated researches for the revaluation of the muds with iron high content resulted in the neutralization plant stations, indicateing the optimum working conditions and the technological parameters on the technological flux phases, to recover them under the iron basis brown pigments form.

Also, the paper presents the data regarding the obtained pigments chemical composition and structure.
Metalurgi.. 47 (1995), nr.11-12, p. *25*

D.C.: 621.73.011

Badea, S. and Cosor, E.: **Designing and modernization elements of matrix forging plants (part I).**
Metalurgia 47 (1995), nr.11-12, p. *28*

D.C.: 621.73.043

Badea, S. and Cosor, E.: **Designing and modernization elements of matrix forging plants (part II).**
Metalurgia 47 (1995), nr.11-12, p. *32*

D.C.: 669.15-194.3

Ionescu ,C. and Pana, Mihaela: **Researches on the workability of improved alloyed steels.**

The workability of Cr-Ni and Mo-Cr improved alloy steels has a linear dependence for resistance to rupture through traction, is direct influenced by the growth of specific elongation, specific throttles, resistance to shear and hardness and in the same time is influenced in the negative sense by growth of resiliency and resistance to corrosion.

In the paper were distinguished the formulas which describe the dependence of the workability indicators by differents factors and the preferables areas for these factors. The knowledge of this dependences is very useful for technologists, for growth of processing technologies for these materials.
Metalurgia 47 (1995), nr.11-12, p. *41*

D.C.: 669.3

Ulmeanu, Mihaela, Popa, Stela, Neagu, Eleonora, Soare, Victoria and Stoiciu, Fl.: **Researches regarding the advanced remove of the copper ion from the diluted solutions; determination of the optimum contact time and the absorption capacity of the used materials with absorption properties.**

For the advanced remove of the copper ion from the diluted solutions have been used different seven materials ashes, daies etc. The solution copper concentration was 138 mg/l.

The copper separation yields are in 35,5... over 99% range function the used material.

Have been determined the optimum contact time and the absorption capacities of the used material.
Metalurgia 47 (1995), nr.11-12, p. *46*

D.C.: 539.374

Canta,T si Gliga, Mariana.: **Considerations regarding the obtained dimensional precision at the drawing without drawing die**
Metalurgia 47(1995), nr.11-12, p. *50*

D.C.: 669.071.3

Arghirescu, M.: **Theory on microphysical exlplanation of the transformation mechanism from metals**
Metalurgia 47(1995), nr.11-12, p. *53*

D.C.: 669.1.013.5

Grosu, I.: **The action programme for "SIDEX 10% "- green**
Metalurgia 47(1995), nr.11-12, p. *56*

D.C.: 574

Grosu, I.: **How to escape from the "successors jundgement":**
Metalurgia 47(1995), nr.11-12, p. *58*

D.C.: 666.1

Florea,Al.: **The future of the iron and steel industry? (II)**
Metalurgia 47(1995), nr.11-12, p. *59*

D.C.: 620.176

Carcea, I.: **The influence of shearing on the viscosity and structure of the alloys**

The behaviour of metallic smeltings under mechanical shearing presents great interest for foundry processes and manufacturing of composite materials. Modifications of flawing proprieties and of structure apper when alloys are subject to mechanical shearing in the liquidus-solidus interval. The primary phase dendrites are divided into pieces and instal of them, sphroidal cells appear. The Al-9%, Ni-1%, Cu alloy, under shearing during solidification, manifests an increase of its viscozity, after 2 minutes

this one is decreasing quickly. The increasing of the solid phase amount is leading to the considerable viscozity increasing
Metalurgia 47(1995), nr.11-12, p. 62

D.C.: 669.1.017

Aloman, A. and Ghica, V.: **Thermodynamic evaluation of a liquidus line for Al-Fe phase diagrams**

The paper is a concise approach of the important, complex and wich discussed Al-Fe binary phase diagram.

Using the theoretical model of an ideal solution, the authors make a thermodynamic evaluation of the seven branches that make the liquidus line of this diagram and attempt a comparison with experimental data.
Metalurgia 47(1995), nr.11-12, p. 68

D.C.: 669.017.32

Aloman, A. and Taloi, D.: **Thermodinamic and cristalochemical analysis of a Bi-Cd alloy-system.**

The paper represents model of solution for the fundamental problem of the materials science: determination of chemical components interaction and of phase equilbria diagrame based on the structure and the component characteristics.
Metalurgia 47(1995), nr.11-12, p. 80

CIDMET

Centrul de Informare si Documentare pentru Metalurgie

Str. Mendeleev 21-25, sector 1
70 168 BUCURESTI
tel.: 659 49 90
fax: 3124278, 3124276

SIDEROM - CIDMET editeaza o serie de publicatii care se transmit firmelor din domeniul metalurgiei si constructiilor de masini din România si din alte tari.

Produsele si tehnologiile, consultanta si asistenta tehnica oferite de firma dumneavoastra pot beneficia de publicitate în materialele periodice pe care le editam si difuzam, cum sunt:

- Revista Metalurgia
- Buletin de Informare Documentara
- Informatii din metalurgia mondiala
- Sumare din reviste straine de specialitate
- Noutati din metalurgie
- Indicatori tehnico-economici

CID
Sumare din reviste est-vest
Diverse publicatii
Traduceri
Carti de vizita
Formularistica de birou

MET
Metalurgia
Cataloage de produse
Prospecte
Buletin de informare documentara
Sinteze documentare
Indicatori tehnico-economici
Noutati din metalurgia
Informatii din metalurgia mondiala

In cazul în care doriti sa va facem publicitate va rugam:
- sa ne transmiteti materialul pentru reclama în forma pe care o doriti (fotografii, diapozitive color, text, machete etc.);
- sa transmiteti suma corespunzatoare publicarii reclamelor dorite la BCR SMB 301520201 Bucuresti

Va stam la dispozitie pentru comunicarea tarifelor actuale

Cele mai bune urari pentru un
Craciun binecuvântat
si un An Nou
cu sanatate si fericire

Season greetings to all our friends
with many thanks
for the good cooperation during
the past year and sincerest good wishes
for a prosperous forthcoming year.

Sur le seuil de l'année nouvelle nous
remercions tous les amis
de notre maison pour leur précieuse
collaboration et leur souhaitons
de joyeuses fêtes
ainsi bonne santé et prospérité!

COLECTIV REDACTIONAL

Colegiul onorific de redactie

(în ordine alfabetica)

LUCIAN AMANCEI, VICTOR BERTALAN, ROMULUS BUDISTEANU, ION CHIOSE, SORIN DIMITRIU, MIRCEA DOBRESCU, VICTOR GUIDEA DANILA, ALEXANDRU FLOREA, EMIL FLORIAN, LADISLAU FRUMOSU, RADU HANGA, PETRE IANC, GHEORGHE LEPADATU, IOAN VICTOR MANOLESCU, STEFAN MARGINEANU, VIOREL MUNTEANU, MIHAELA PANA, VASILE PARPALA, CRISTIAN PIRVAN, BUJOR ROSCA, SILVIU SAMOILESCU, EUGEN SANDU, IOAN FLORENTIN SANDU

Redactor responsabil: prof. dr. ing. I. VÂRCOLACU
Revizie tehnica: prof. dr. ing. I. VÂRCOLACU
Sef CIDMET: ing. Brândusa Florentina Scortea
Redactor: ing. Brândusa Florentina Scortea
Stilizare, corectura: Rodica Rosu, Mirela Bleoju
Tehnoredactare computerizata: Cristian Berehoi

Redactia si administratia: Bucuresti, str. Mendeleev, nr.21-25, sector 1, cod 70168, telefon 01/6594990, fax 01/3124278

Institutiile pot achita abonamentele în contul nostru de virament nr. 30 15 20 201 BCR-SMB.
Costul unui abonament: lei 36.000

Cititorii din strainatate se pot abona prin Rodipet S. A. P. O. Box 33 - 57, fax 0040-1-3129432 sau 3129433, telex 11995 - Piata Presei Libere nr. 1, sect 1, Bucuresti, Romania

Readers from abroad can subscribe through Rodipet S. A. P. O. Box 33 - 57, fax 0040-1-3129432 or 3129433, telex 11995 - Piata Presei Libere nr. 1, sect 1, Bucuresti, Romania

Copyright © 1948 S. C. SIDEROM S. A. CIDMET

Reproducerea de parti din aceasta revista este permisa cu acordul scris al editorului

The copyright of parts from this publication is allowed with the written agreement of the editor

ASPECTE PRIVIND DEZVOLTAREA SI VALORIFICAREA NOILOR TEHNOLOGII, MASINI SI INSTALATII ÎN SECTIILE DE FORJA

Prof. dr. ing. S. Radea
Sef lucrari ing. N. Ghiban - Universitatea "Politehnica" Bucuresti

C.Z.: 621.73

Tehnica forjarii, pregatirea tehnica, planificarea operativa a productiei, organizarea si conducerea proceselor de fabricatie au fost si ramân pârghiile prin care întreaga activitate poate fi controlata permanent. Acest fapt impune punerea la punct a sistemului de date si indicatori care sa caracterizeze pe cât posibil tot mai fidel activitatile ce se desfasoara în sectii. Numai astfel se vor putea descoperi rezervele care exista atât pe plan organizatoric cât si economic sau tehnic, în vederea valorificarii lor la un nivel mai ridicat.

Prima problema care se ridica este aceea a stabilirii directiilor de dezvoltare având la baza rezervele existente exprimate prin valorile indicatorilor din cele mai reprezentative forje. Desigur ca pentru rezolvarea unei astfel de probleme este necesara o documentatie tehnico-economica si de fabricatie unitara.

Ca cerinta de prim ordin ar fi întocmirea fiselor tehnico-economice ale fiecarei piese sau ale celor mai reprezentative si a fiselor tehnico-economice ale ansamblurilor din care fac parte. Acest fapt conduce la clasarea pieselor forjate si la crearea cataloagelor de piese forjate reprezentative.

Compartimentele din procesele de fabricatie a pieselor forjate produc piese din anumite materii prime. In acest scop se folosesc structurile create pe o baza tehnologica.

Factorii care se fac prezenti permanent în compartimentele de productie sunt: personalul cu o anumita calificare, conditiile de fabricatie care presupun existenta unui anumit nivel tehnic, utilajele tehnologice, principiile tehnologice si metodele de organizare a fluxurilor tehnologice si a personalului.

În interiorul fiecarui compartiment (atelier, societate comerciala sau ramura industriala) se desfasoara un complex de activitati. Acestea sunt:

a) Activitatea de productie, energetic-materiala prin care materia prima, energia si forta de munca umana se transforma în produs forjat.

b) Activitatea de dezvoltare si perfectionare a productiei prin care se actioneaza asupra tehnologiilor, energiei, mediului de lucru, materiei prime si produselor, calificarii oamenilor.

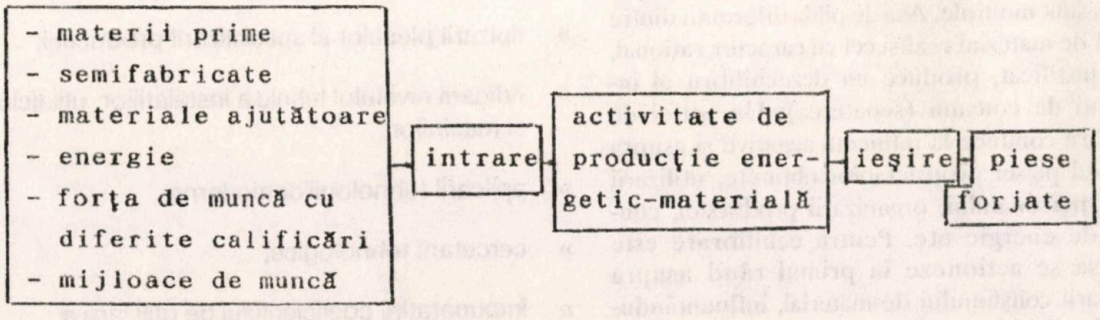
c) Activitatea de dezvoltare a relatiilor de productie care rezolva probleme legate de relatiile dintre oameni si procesele de productie.

d) Activitatea de conducere ce are drept scop coordonarea întregului compartiment de productie.

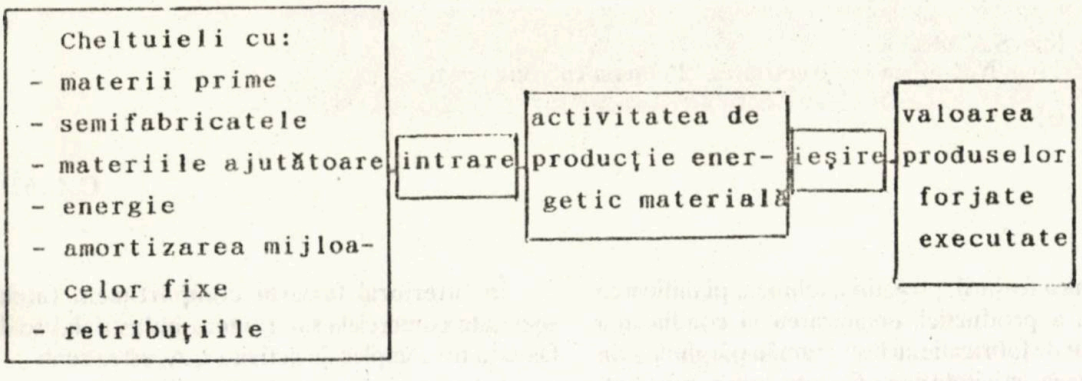
În compartimentul de productie au loc permanent miscari care conduc la transformari. Procesele de transformare din fiecare loc de munca se conditioneaza si se întrepatrund reciproc. Este însa necesar sa se desebeasca procesul de transformare a materiei prime în piese sau a procesului de perfectionare a materiei prime si a produselor forjate s.a.m.d.

În cadrul activitatii de productie energetic materiala, o anumita cantitate de materii prime, semifabricate, materiale ajutatoare, energie, cantitate de munca vie, mijloace de munca contribuie la realizarea proceselor de obtinere a unei anumite cantitati de produse.

Schema unei astfel de activitati se poate reprezenta astfel:



În afara valorilor intrate se consuma si o anumita cantitate de bani ce reprezinta cheltuielile care se fac cu toate mijloacele enumerate conform schemei:



Presupunând ca în compartimentul de productie corelatiile dintre locurile de munca, furnizorul de materii prime, semifabricate sau beneficiarul de piese forjate nu se schimba, activitatea va avea ca rezultat o fabricatie continua si constanta cu anumite efecte economice. Daca însa apar schimbari ale retributiei, volumului de productie, productivitatii etc. va trebui sa apara modificari si în restul activitatilor, iar efectele economice se vor modifica.

Perfectionarea proceselor de productie poate fi îndreptata asupra fortelor potentiale de productie, stocurilor de rezerva ale materiei prime, semifabricatelor, rezervelor interne de productie (modernizari pentru îmbunatatirea valorilor indicatorilor de productie, ridicarea calificarii personalului etc.).

Analiza rezervelor interne de productie presupune analiza cheltuielilor pe produs, respectiv a structurii cheltuielilor si costului piesei, corespunzator întregului volum de productie.

De cele mai multe ori se constata o inegalitate între cheltuielile consumurilor reale si ale celor utile, justificate prin calcul, sau dintre consumurile de materii prime, auxiliare, energie, munca vie si rezultatul muncii. Se poate astfel constata ca inegalitatea poate proveni de la o folosire nerationala a fortei de munca sau de la utilizarea neeficienta a materiilor prime, energiei etc. Este deci necesar ca în cadrul analizei sa se puna în evidenta gradul de utilizare a indicatorilor cu care se opereaza si factorii care îi influenteaza si care produc dezechilibrul din interiorul compartimentului de productie. Exemple în acest sens sunt multiple. Asa de pilda diferenta dintre consumul de material real si cel cu caracter rational, stiintific justificat, produce un dezechilibru al indicatorului de consum (scoaterea). Un astfel de dezechilibru conduce la influente negative si asupra constructiei piesei proprietatilor obtinute, utilizarii calificarii personalului, organizarii productiei, consumului de energie etc. Pentru echilibrare este necesar sa se actioneze în primul rând asupra rationalizarii consumului de material, influentându-se astfel si ceilalti factori. Un alt exemplu al unei stari de dezechilibru care apare în interiorul compartimentului de productie este cel al indicilor de utilizare a utilajelor si masinilor din procesul de fabricatie.

Utilizarea nerationala a utilajelor si masinilor are urmatoarele cauze:

» instalatii utilizate incomplet, respectiv la capacitati mai mici decât cele proiectate;

» calificarea necorespunzatoare a personalului si deci incompetenta în conducerea instalatiilor;

» instalatiile nu corespund întrutotul parametrilor necesari de prelucrare a pieselor forjate;

» timpi auxiliari mari din cauza unei organizari improprii a productiei;

» tehnologii neadecvate utilajului, precum si tehnologii insuficient studiate.

Rezolvarea tuturor problemelor rezervelor interne cere o activitate de creatie care priveste alegerea unor materiale corespunzatoare, a tehnologiilor, a încarcarii utilajelor etc. Prin aceasta se va ajunge uneori la schimbari si transformari complexe ale unor parti din procesul de productie.

Aceste transformari si schimbari reclama cheltuieli care vor actiona în sensul:

» optimizarii procesului de fabricatie;

» mecanizarii si automatizarii proceselor de productie;

» tipizarii pieselor si specializarii productiei;

» ridicarii nivelului tehnic a instalatiilor, utilajelor si masinilor;

» aplicarii tehnologiilor moderne;

» cercetarii tehnologice;

» îmbunatatirii coeficientului de utilizare a materialului;

» îmbunatatirii indicatorilor de consum energetic;

» îmbunatatirii disciplinei tehnologice;

» îmbunatatirii conditiilor de munca din punct de vedere igienico-sanitar si al protectiei muncii;

» tipizarii unor scule cum ar fi suportii matritelor, a celor de manipulare etc.;

» îmbunatatirii costului de fabricatie.

Ridicarea pretentiilor asupra calitatii si cantitatii pieselor forjate este impusa de o dezvoltare intensiva a productiei. În acest sens trebuie create premisele îmbunatatirii starii utilajelor si a nivelului lor functional. Pentru aceasta este necesar ca la fiecare loc de munca sa existe o documentatie tehnico-economica si de productie care sa aiba un continut unitar pe sectie, dând toate informatiile necesare evaluarii si prelucrarii mecanice si automate a datelor.

Se considera ca trebuie sa existe fise tehnico-economice de unde sa rezulte ansamblul indicatorilor si al datelor care sa caracterizeze complet produsele forjate (fig. 1 si 2).

Piesele forjate nu trebuie prezentate doar prin costul de fabricatie (indicator global) sau greutate. Aceste doua elemente nu dau posibilitatea unei analize rationale din care sa rezulte rezervele privind dezvoltarea. Pe fise trebuie concentrate datele tehnico-economice si de productie, care sunt hotarâtoare pentru analize, ca si succesiunea tehnologica a fabricatiei si desenul produsului. Folosirea calculatorului înseamna si o codificare a datelor care în fise trebuie sa apara prin perforarea corespunzatoare pe perimetrul ei. n scopul maririi eficientei activitatii, piesele trebuie sa apartina unei clasificari unitare. Fisele tehnico-economice au menirea sa:

» asigure analiza sortimentului de piese;

» realizeze o analiza a eficacitatii productiei de piese forjate pentru modelarea

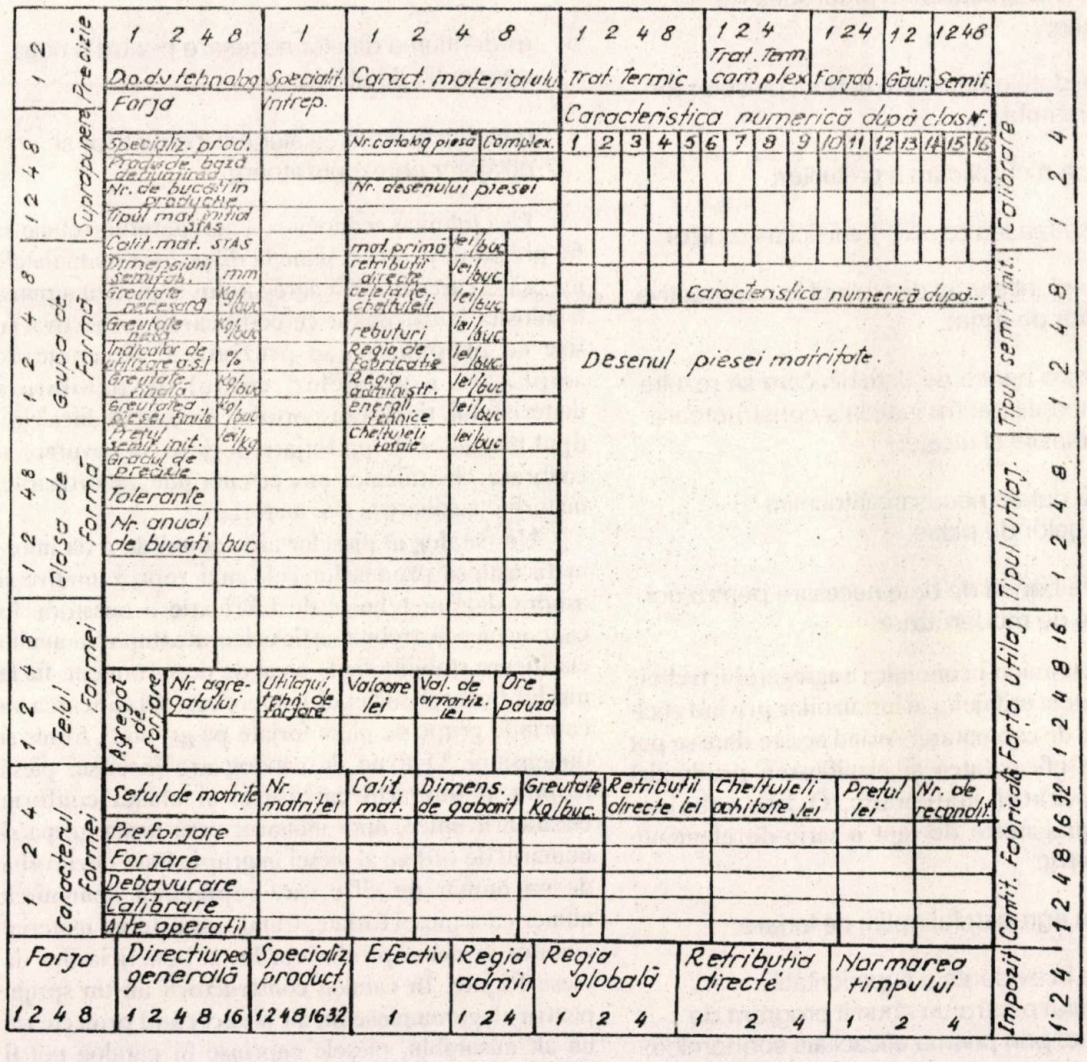


Fig. 1

Exemplu de fisa tehnico-economica complexa pentru o piesa matritata
Complex technical-economic slip model for a matrixed piece

Nr. operatiei		0	1	2	3	4	5	6	... n
Nr. locului de munca									
Denumirea operatiei									
Tipul utilaj. tehn.									
Scule									
Clasa	norma								
Timpul de baza	min								Σ
Timpul auxiliar	min								Σ
Costul manoperei	lei								Σ
Costul total	lei								Σ
% indepl. normei									
schimbări de succesiune									
Deservirea (cont. echipei de lucru)									Σ

Fig. 2

Exemplu de fisa tehnico-economica simpla pentru o piesa matritata
Simple technical-economic slip model for a matrixed piece

dezvoltarii economice;

» conduca la optimizarea procesului de fabricatie;

» asigure datele necesare tipizarii pieselor forjate în matrita;

» realizeze o clasificare a preturilor;

» îmbunatatească relatiile beneficiar-furnizor;

» asigure planificarea dezvoltarii în perspectiva a sectiilor de forja;

» realizeze o banca de date din care sa rezulte noi conceptii pentru industria constructoare de noi masini si utilaje;

» prezinte datele necesare întocmirii cataloagelor de piese;

» realizeze banca de date necesare pentru noi proiecte de modernizare.

Din fisa tehnico-economica a agregatului trebuie sa rezulte datele utilajelor si instalatiilor privind cheltuielile orare de exploatare. Având aceste date se pot usor calcula eficacitatea si planificarea productiei folosind aparatul matematic. O fisa tehnico-economica pregateste de fapt o serie de elemente necesare pentru:

» alegerea agregatului optim de forjare;

» punerea în evidenta a superioritatii agregatului pentru un anumit program de productie, prin prisma eficacitatii economice;

» gospodarirea rationala a necesarului de energie, a materiilor prime si auxiliare, a întretinerii;

» punerea în evidenta a cheltuielilor de regie din regia de fabricatie a sectiei;

» evidentierea datelor necesare pentru o noua conceptie de utilaje;

» reclama în vederea alegerii instalatiilor si utilajelor corespunzatoare.

Fisa tehnico-economica a agregatului trebuie sa fie pregatita pentru a pune la dispozitie toate datele necesare caracterizarii agregatului si pentru a putea fi folosita la calculator cu codificarea respectiva. În fise se propune sa se prezinte si desenele de amplasare a utilajelor, modul de debitare a materialului, tipul transportului, mediul de încalzire, tipul masinilor de preforjare, forjare, debavurare si calibrare, cheltuielile orare cu energiile, amortizarile, materiile auxiliare si alte materiale.

Un catalog al pieselor are scopul de a da informatii asupra produselor cele mai reprezentative si asupra datelor tehnice de fabricatie a acestora. În catalog piesele trebuie sa fie orientate dupa o anumita clasificare stabilita fie la nivel de departament, fie la nivelul fiecarei societati comerciale. Clasificarea va cuprinde grupe de piese forjate pe greutati, forme si dimensiuni. O foaie de catalog are înscrise: piesa forjata si numarul categoriei si clasei conform clasificarii unice, apoi numarul care arata grupa si numarul de ordine al piesei în grupa. Este deci vorba de un numar de cifre care reprezinta denumirea numerica a piesei forjate. Catalogul este un material ajutator în mâna producatorilor si beneficiarilor de piese forjate. În catalog constructorii au un sprijin pentru alegerea pieselor, iar atunci când proiecteaza un alt ansamblu, piesele cuprinse în catalog pot fi utilizate ca tipizate. Astfel se va frâna dezvoltarea initiala a altor piese, ramânând cele existente ca tipice si eventual chiar standardizate, iar indicatorii de productie vor fi influentati pozitiv pe motivul

specializarii adânci de fabricatie a unui numar mai redus de produse. Se presupune ca existenta unui catalog va conduce si la îmbunatatirea relatiilor dintre consumator si producator. Actiunea de tipizare trebuie sa ajute si la accentuarea caracterului de utilizare generala a unor piese care se vor deosebi doar prin dimensiunile lor functionale, precum si la ridicarea seriei de fabricatie ca urmare a cresterii productivitatii prin mecanizare si automatizare. O astfel de lucrare poate fi întocmita atât la nivelul unei sectii, cât si la nivelul departamentului, în special. Cu ajutorul ei se pot pune în evidenta informatii utile practicii, dar si cercetarii.

Importante sunt fisele tehnco-economice care prin datele ce le cuprind ajuta la rezolvarea problemelor de dezvoltare a forjarii în matrita. Ele creaza baza necesara pentru analiza structurala, economica, tehnica si de aprovizionare în vederea maririi eficientei productiei. Din datele concentrate se vor descoperi dependentele matematice dintre factorii hotarâtori ai proceselor de forjare în matrita. Desigur ca în calcule pot fi utilizate calculatoarele.

REVISTA REVISTELOR

Steel Research, *Germania, 1994, nr.9*

- *Cinetica oxidarii fierului cu CO_2 între 1300 si 1450^{0}C, p.355*
- *Asupra recuperarii cuprului din deseurile feroase solide, p.362*
- *Studiul componentelor volatile din pulberea de turnare continua, p.368*
- *Evaluarea transferului termic la racirea brusca de pe timpul laminarii la cald a profilelor de otel, p.375*
- *Distributia rasucirii metalului într-un laminor perforator rotativ, p.382*
- *Calculul temperaturii si fluxului termic în cilindrii raciti pentru diferite procese de umectare, p.390*
- *Unele aspecte ale posibilelor modificari în microstructura otelurilor pentru rulmenti, p.396*

Stahl und Eisen, *Germania, 1994, nr.7*

- *Noua organizatie pentru comertul mondial - un stimulator pentru comertul mondial ?, p. 15*
- *Un procedeu inovator pentru forjarea arborilor cotiti de mari dimensiuni, p. 21 (prezentat la Congresul siderurgiei germane, 11.XI. 1993 - Düsseldorf)*
- *O noua masina complet hidraulica, de forjare longitudinala realizata de Schmidt si Clemens, p. 31 (prezentat la Congresul siderurgiei germane 11. XI. 1993 - Düsseldorf).*
- *Instalatie moderna de baituire, cu tractiune - constructie si experienta de functionare, p. 41(prezentat la Congresul siderurgiei germane, 11. XI. 1993 - Düsseldorf)*
- *Caracteristicile grauntilor si influenta lor asupra deformabilitatii, cu referire speciala la otelurile laminate la rece, în table subtiri, p. 47 (prezentat la Congresul siderurgiei germane, 11. XI. 1993 - Düsseldorf)*
- *Formarea suprafetei lacuite pe probe selectionate de tabla subtire, cu diferite structuri ale suprafetei, p. 55 (extras al unei lucrari de doctorat la RWTH - Aachen)*
- *Contributia metalografiei cantitative la optimizarea structurilor, p. 61 (prezentat la Congresul siderurgiei germane, 11. XI. 1993 - Düsseldorf)*
- *Incluziuni nemetalice în oteluri, p.71 (prezentat la Congresul siderurgiei germane, 11.XI.1993 - Dusseldorf)*
- *Evaluarea rezistentei pe termen lung a otelurilor pentru utilizarea la temperaturi înalte, p. 79*
- *Producerea otelului în Germania, reprezinta o optiune cu viitor?, p.83*
- *Sesiunea anuala 1994 a asociatiei siderurgice Sud-Vest (29.X.1994 -Saarbrücken), p. 101*

Diverse:

- congrese,târguri, p. 7,8
- informatii din siderurgia mondiala, p.8-14
- informatii tehnice scurte, p.20, 27, 37, 46, 53, 59, 70, 77, 81
- informatii economice, p. 86-99, 105-108

CERCETARI EXPERIMENTALE ASUPRA ALUNGIRII SI LATIRII LA INTINDEREA PRIN FORJARE

Conf. dr. ing.Gh. Chelu - Universitatea "POLITEHNICA" Bucuresti

C.Z.: 621.73

Raportul dintre alungire si latire la întinderea prin forjare influenteaza nu numai proprietatile mecanice ale produsului obtinut, ci si o serie de parametri tehnologici cum ar fi productivitatea, marimea tensiunilor de întindere axiala, forta si lucrul mecanic în timpul deformarii plastice. La rândul lor alungirea si latirea sunt influentate atât de existenta capetelor rigide în fata si în spatele portiunii care se deformeaza la o lovitura sau presare, cât si de conditiile de lucru. Printre conditiile de lucru se numara raportul dintre lungimea de prindere a semifabricatului între scule l_0 si latimea b_0 a acestuia, gradul de deformare, forma initiala a sectiunii transversale.

În cazul absentei capetelor rigide, deplasarea materialului în timpul deformarii unui semifabricat paralelipipedic, cu lungimea l_0 si latimea b_0, se va face conform legii minimei rezistente. Astfel, daca $l_0 = b_0$, atunci latirea va fi egala cu alungirea, indiferent de gradul de deformare aplicat. Existenta inevitabila a capetelor rigide la întinderea prin forjare modifica foarte mult raportul dintre alungire si latire în sensul frânarii latirii si, implicit, intensificarii alungirii. Acest fenomen a constituit obiectul numeroaselor cercetari. În figura 1 este aratata variatia coeficientului de latire în functie de raportul l_0/b_0, obtinuta de diferiti cercetatori.

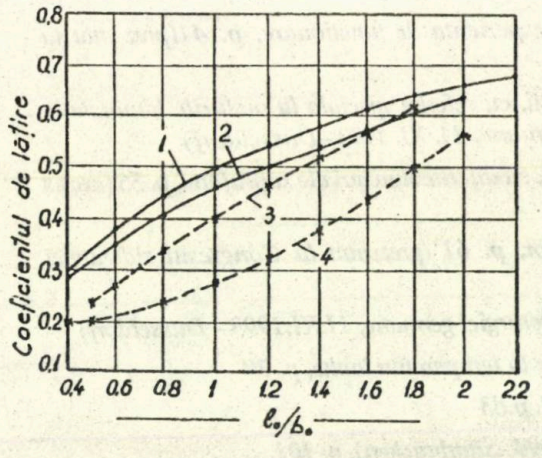


Fig. 1

Variatia coeficientului de latire în functie de raportul l_0/b_0: 1 - Tarnovski [2]; 2 - Tomlinson [3]; 3 - Popescu (ε=30%) [1]; 4 - Zscheile [4]
Wideness coefficient variation function the l_0/b_0 ratio.

Analiza curbelor de variatie a coeficientului de latire din figura 1 scoate în evidenta faptul ca valorile indicate în literatura de specialitate difera de la o lucrare la alta. Acest lucru se datoreaza conditiilor diferite de experimentare folosite de fiecare autor, precum si modului de calcul al coeficientului de latire. Astfel în lucrarea [2] coeficientul de latire a fost definit sub forma $s = l_0/(l_0 + b_0)$, în lucrarea [3] sub forma $s = \log(b_1/b_0)/\log(h_1/h_0)$, iar în lucrarile [3] si [4] a fost calculat cu relatia $\beta = h_1(b_1\text{-}b_0)/[b_0(h_0\text{-}h_1)]$. Marimile h_0, b_0, h_1 si b_1 reprezinta înaltimea si latimea sectiunii transversale a semifabricatului înainte si dupa întinderea prin forjare pe o latura. În lucrarea [3] este propusa si o relatie de calcul a coeficientului de latire, obtinuta pe cale experimentala, având urmatoarea forma:

$$s = 0{,}14 + 0{,}36 \cdot l_0/b_0 - 0{,}054 \cdot (l_0/b_0)^2 \qquad (1)$$

Din relatia (1) rezulta ca valoarea coeficientului s depinde numai de raportul de prindere l_0/b_0, ceilalti factori, cum ar fi gradul de deformare, fiind considerati nesemnificativi.

Modelarea si simularea procesului de forjare pe calculator în vederea optimizarii presupune cunoasterea, sub forma matematica si cu precizie cât mai buna, a dependentei alungirii si latirii de factorii de influenta. Având în vedere diferentele care apar la compararea valorilor coeficientului de latire pentru acelasi raport l_0/b_0 (fig.1), în lucrarea de fata sunt prezentate rezultatele obtinute din cercetarile experimentale proprii. Scopul principal al experimentarilor a fost scoaterea în evidenta a influentei capetelor rigide asupra raportului dintre alungire si latire si obtinerea unor relatii de calcul a alungirii în functie de raportul de prindere l_0/b_0 si de gradul de deformare. Temperatura de deformare plastica, valoarea coeficientului de frecare si forma sectiunii transversale a semifabricatului nu au fost luate în calcul deoarece rezultatele prezentate în lucrarile [1] si [3] arata o influenta relativ mica sau nula a acestor parametri asupra coeficientului de latire.

Experimentarile s-au efectuat pe probe din plumb care au avut sectiunea transversala de forma patrata cu latura de 27,5 mm si lungimea totala de 200 mm. Aceste probe au fost în prealabil laminate. S-au

utilizat 84 de probe, câte doua pentru fiecare punct experimental. Deformarea plastica s-a facut la o presa hidraulica, fiind alese sase valori ale raportului l_0/b_0 cuprins între 0,43 si 2,18. La fiecare valoare a raportului l_0/b_0 au fost deformate câte sapte probe cu grade de deformare cuprinse între 5 si 35%, cu pas de 5%. Pentru marirea preciziei de determinare a alungirii, deformarea fiecarei probe s-a facut din aproape în aproape cu acelasi raport l_0/b_0 pe o lungime totala de 120 mm. Lungimea dupa deformare l_1 a rezultat prin împartirea lungimii totale L_1 la numarul de presari.

În urma prelucrarii statistice a rezultatelor experimentale, au fost obtinute mai multe corelatii matematice între parametrii luati în considerare. Una din acestea se refera la influenta raportului de prindere l_0/b_0 si a gradului de deformare ε, exprimat în %, asupra raportului dintre alungire si latire. Forma sa este:

$$\frac{l_1/l_0}{b_1/b_0} = 1{,}018 - \frac{0{,}0159}{l_0/b_0} + 0{,}01 \cdot \varepsilon - 0{,}0064 \cdot l_0/b_0 \cdot \varepsilon \qquad (2)$$

Coeficientul de corelare a datelor a fost r = 0,986.

Cu ajutorul relatiei (2) au fost trasate graficele din figura 2, atribuind valori celor doi parametri, l_0/b_0 si ε, în domeniul în care s-au efectuat experimentarile.

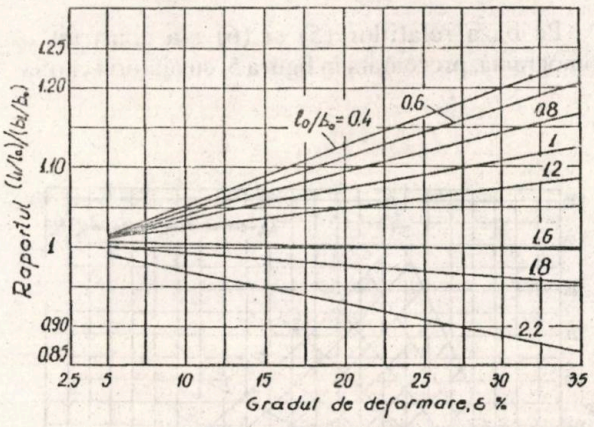


Fig. 2

Evolutia raportului dintre alungire si latire în functie de ε si l_0/b_0
The elongation and wideness ratio evolution function the ε and l_0/b_0

Din figura 2 se observa o influenta diferentiata a gradului de deformare asupra raportului dintre alungire si latire. Astfel, pentru l_0/b_0 mai mic de 1,6, pe masura cresterii gradului de deformare alungirea se realizeaza cu intensitate mai mare decât latirea. De asemenea, la aceeasi valoare a gradului de deformare, acest raport dintre alungire si latire se mareste continuu o data cu micsorarea raportului de prindere l_0/b_0 de la 1,6 la 0,4.

Pentru valori ale raportului l_0/b_0 peste 1,6, latirea devine mai mare decât alungirea. Intensitatea de crestere a latirii fata de alungire este proportionala cu gradul de deformare si cu raportul l_0/b_0. Daca raportul de prindere se situeaza în jur de 1,6, alungirea este egala cu latirea, indiferent de gradul de deformare aplicat. De aici rezulta ca existenta capetelor rigide la întinderea prin forjare conduce la o frânare accentuata a deplasarii materialului pe latime în timpul deformarii plastice. Astfel, raportul de prindere pentru care alungirea este egala cu latirea se majoreaza de la valoarea 1, atunci când deplasarea materialului în timpul deformarii s-ar face conform legii minimei rezistente, la valoarea 1,6 datorita existentei capetelor rigide.

Alte relatii de calcul obtinute prin prelucrarea datelor experimentale se refera la coeficientul de latire. Acesta a fost definit în doua din variantele prezentate în literatura de specialitate, si anume: $s = \log(b_1/b_0)/\log(h_1/h_0)$; $\beta = h_1(b_1-b_0)/[b_0(h_0-h_1)]$.

Relatiile de calcul ale coeficientului de latire sunt:

$$s = 0{,}2376 + 0{,}395 \cdot l_0/b_0 - 0{,}0554 \cdot (l_0/b_0)^2; \quad r = 0{,}94 \qquad (3)$$

$$\beta = 0\ 0045 + 0{,}488 \cdot l_0/b_0 - 0{,}065 \cdot (l_0/b_0)^2; \quad r = 0{,}90 \qquad (4)$$

La prelucrarea datelor a fost luat în calcul si gradul de deformare, însa s-a constatat ca acesta nu

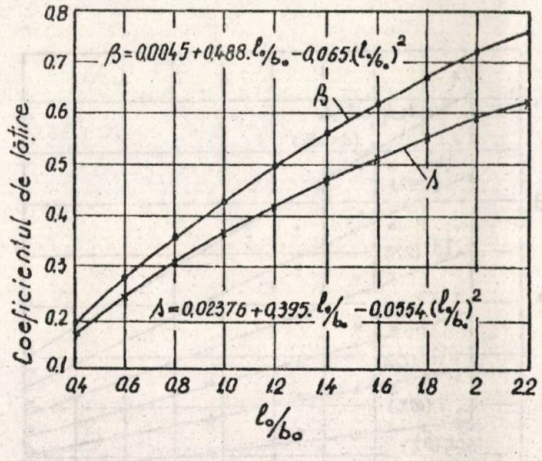


Fig. 3

Variatia coeficientului de latire în functie de raportul l_0/b_0
Wideness coefficient variation function the l_0/b_0 ratio

influenteaza semnificativ coeficientul de latire. De asemenea s-a ales o reprezentare analitica sub forma de polinom pentru a realiza o comparatie cu relatia (1). Variatia coeficientului de latire în functie de

raportul de prindere, obtinuta cu relatiile de calcul (3) si (4), este prezentata în figura 3.

Din figura 3 se observa o diferentiere a valorilor coeficientului de latire, în functie de modul în care acesta a fost calculat. Diferentele între β si s cresc pe masura cresterii raportului de prindere l_0/b_0. Comparativ cu rezultatele din literatura de specialitate (fig.1), se constata:

» curba de variatie a coeficientului s în functie de l_0/b_0 are forma asemanatoare cu cea prezentata de Tomlinson în lucrarea [3]. Din punct de vedere valoric, datele obtinute experimental pentru s sunt mai mici decât cele date în lucrarea [3], diferenta dintre ele micsorându-se de la 0,1 pentru $l_0/b_0 = 0,4$ la 0,05 pentru $l_0/b_0 = 1,8$. Acest lucru se observa si din comparatia relatiilor (1) cu (3);

» evolutia coeficientului β este asemanatoare, la valori mici ale raportului l_0/b_0 chiar identica, cu cea prezentata în lucrarea [1] si total diferita de evolutia propusa de lucrarea [4]. Diferenta dintre valorile coeficientului β calculate cu relatia [4] si cele date de curba 3 (fig.1) este crescatoare pe masura majorarii raportului l_0/b_0, ajungând la maximum 0,06 pentru $l_0/b_0 = 1,8$.

Pe ansamblu rezulta ca valorile coeficientului de latire, obtinute experimental, sunt mai mici decât cele prezentate în lucrarea [3] si putin mai mari decât cele oferite de lucrarea [1].

O alta directie în care s-au îndreptat cercetarile a fost stabilirea unei relatii accesibile de calcul a alungirii în timpul forjarii. Alungirea s-a definit prin raportul l_1/l_0, unde l_1 reprezinta lungimea dupa deformare a portiunii de semifabricat cuprinsa între scule (de lungime initiala l_0). Dupa prelucrarea datelor experimentale a rezultat o ecuatie de forma:

$$l_1/l_0 = 0,1383 + 0,2669 \cdot l_0/b_0 + (0,8638 - 0,2669 \cdot l_0/b_0) \cdot h_0/h_1 \qquad (5)$$

Coeficientul de corelare a datelor experimentale a fost $r = 0,99$. De mentionat ca s-a încercat si o interdependenta în care gradul de deformare a fost definit sub forma $\varepsilon = \Delta h/h_0$, însa expresia obtinuta a avut un coeficient de corelatie slab.

Cu ajutorul relatiei (5) au fost trasate graficele din figura 4 în cadrul careia sunt marcate si punctele corespunzatoare valorilor obtinute experimental.

Analiza diagramelor din figura 4 arata o scadere liniara a alungirii pe masura cresterii raportului de prindere l_0/b_0, indiferent de gradul de deformare realizat. Aceasta scadere este cu atât mai pronuntata cu cât gradul de deformare este mai mare. Pornind de la relatia (5), poate fi calculata în continuare latirea semifabricatului b_1/b_0, tinând seama de legea volumului constant:

$$\frac{b_1}{b_0} = \frac{h_0}{h_1} \cdot \frac{l_0}{l_1} \qquad (6)$$

Pe baza relatiilor (5) si (6) s-a construit o nomograma, prezentata în figura 5, cu ajutorul carcia

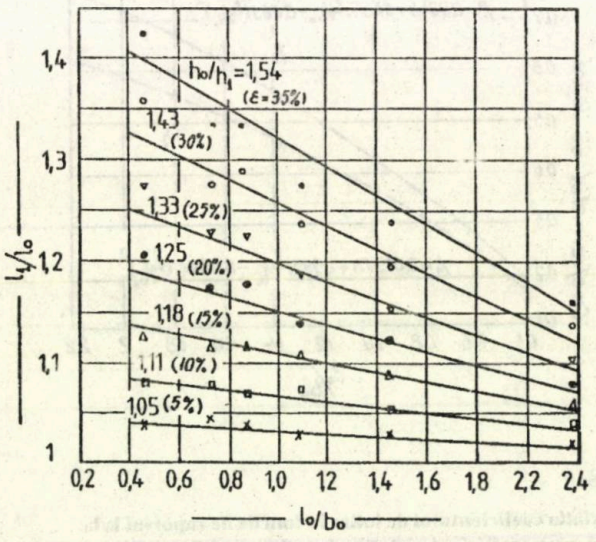


Fig. 4

Variatia alungirii în functie de raportul l_0/b_0 pentru diferite valori ale gradului de deformare
Elongation variation function the l_0/b_0 ratio for different values of the deformation degree

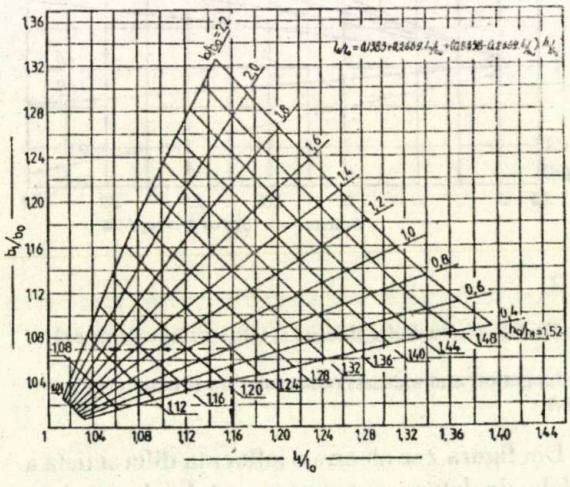


Fig. 5

Nomograma pentru stabilirea alungirii si latirii la întinderea prin forjare
Nomogram for elongation ... wideness determination at forging extention

se pot determina alungirea si latirea semifabricatului la forjare, în functie de valorile raporturilor l_0/b_0 si h_0/h_1. Nomograma este asemanatoare ca forma cu cea prezentata în lucrarea [3]. Deosebirile principale între cele doua nomograme constau în valorile mai ridicate ale alungirii, la aceeasi valoare a raporturilor l_0/b_0 si h_0/h_1 si variatia neliniara a parametrilor în cazul nomogramei experimentale fata de cea din lucrarea [3]. De asemenea, la nomograma experimentala domeniul de variatie al raportului h_0/h_1 este mai larg.

Cunoscând valorile raportului de prindere l_0/b_0 si pe cele ale gradului de deformare sub forma h_0/h_1, din nomograma se pot stabili rapid alungirea si latirea. Spre exemplu, pentru $l_0/b_0 = 0,8$ si $h_0/h_1 = 1,24$ se obtine, conform sagetilor din figura, $l_1/l_0 = 1,158$ si $b_1/b_0 = 1,07$.

Cercetarile experimentale au fost continuate în vederea stabilirii influentei raportului l_0/b_0 si gradului de deformare asupra coroiajului realizat la o treapta de forjare. Pentru aceasta, fiecare proba, care initial a fost deformata pe doua laturi, s-a deformat în continuare pe laturile opuse, pastrându- si aceleasi valori ale raportului l_0/b_0 si ale înaltimii h_1. Desigur, în acest caz gradul de deformare a fost mai mare decât cel realizat anterior pe aceeasi proba, din cauza latirii. Diferenta dintre gradul realizat la prima deformare (prima semitreapta) si cel obtinut prin deformarea pe laturile opuse (a doua semitreapta) este cu atât mai mare cu cât latirea este mai intensa. Dupa deformare s-a calculat sectiunea transversala a probelor, cu ajutorul careia s-a stabilit în continuare valoarea coroiajului. În urma prelucrarii rezultatelor experimentale s-a obtinut relatia (7):

$$c = \exp(0,059 + 0,017988 \cdot e^{-0,0705 \cdot l_0/b_0}) \qquad (7)$$

Coeficientul de corelatie a datelor experimentale a fost $r = 0,984$. Marimea ε din relatia (7) reprezinta gradul de deformare, în %, realizat la prima semitreapta. Pentru exemplificare, în figura 6 este prezentata variatia coroiajului obtinut la o treapta de forjare în functie de raportul l_0/b_0 si de gradul de deformare.

Punctele marcate pe diagrama reprezinta valorile obtinute din experimentari, iar liniile au fost trasate utilizând datele furnizate de relatia (7). Din figura 6 si relatia (7) se observa o micsorare continua a coroiajului pe masura cresterii raportului l_0/b_0 si a scaderii gradului de deformare. Din punct de vedere calitativ, acest lucru este în deplina concordanta cu rezultatele experimentale obtinute anterior si cu legea minimei rezistente. Datele oferite de literatura de specialitate arata ca la forjarea curenta ($l_0/b_0 = 0,6$-$0,8$ si $\varepsilon = 5$-10%) coroiajul realizat pe o treapta variaza între 1,4 si 1,7. Pentru aceleasi conditii de forjare, din diagramele prezentate în figura 6 rezulta valori mai mici ale coroiajului, cuprinse între 1,1 si 1,2. Pentru a vedea eroarea introdusa de gradul de deformare majorat, din cauza latirii la a doua semitreapta, coroiajul a fost calculat pe doua cai:

» cu ajutorul relatiei (7);

» prin simularea forjarii utilizând relatiile (5) si (6).

Diferenta dintre valorile coroiajului, obtinute pe cele doua cai pentru diferite raporturi l_0/b_0 si grade de deformare, este foarte mica, valorile mai mari fiind obtinute cu relatia (7). Diferenta maxima a fost de 0,16 unitati pentru $l_0/b_0 = 2$ si $\varepsilon = 35\%$.

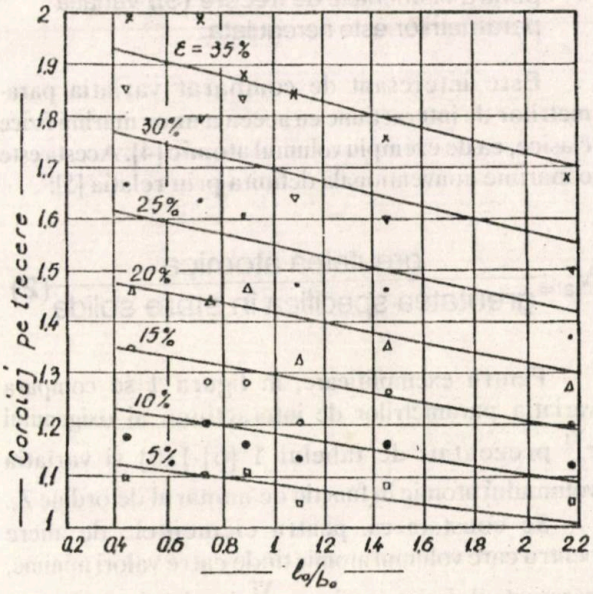


Fig 6

Variatia coroiajului în functie de raportul l_0/b_0 pentru diferite valori ale gradului de deformare
Corrosion variation function the l_0/b_0 ratio for different deformation degree values

BIBLIOGRAFIE

[1] **Popescu I.V., s.a.:** *Studii si cercetari cu privire la stabilirea raportului dintre alungire si latire la întinderea prin forjare*. In: Metalurgia, nr.3, 1981

[2] **Tarnovski L.:** *Noi cercetari în domeniul tehnologiei*, 1950, Moscova, Gostekhizdat

[3] **Tomlinson A. si Stringer J.D.:** *Spread and elongation in flat tool forging*. In: Journal of the Iron and Steel Institute, oct.1959

[4] **Zscheile A.:** *Breitung und Langerung beim Schmieden und Pressen von Rechtkanten*. In: Werkstattstechnik, nr.29, 1924

CERCETARI PRIVIND EVALUAREA PENTRU ALIAJELE DE TIP Fe-X-Y_i, A UNOR PARAMETRI DE INTERACTIUNE $\varepsilon_X^{Y_i}$ PE BAZA CORELATIEI DINTRE ACESTIA SI NUMARUL ATOMIC Z_i AL ELEMENTULUI Y_i ÎN SISTEMUL PERIODIC

Dr.ing.Ludovic Apa

C.Z.: 669.017.

Coeficientul de activitate γ_x al unui component X dizolvat în aliaje feroase de tipul Fe-X-Y_i se poate calcula conform teorici lui C.Wagner, cu o aproximatie satisfacatoare prin dezvoltarea în serie:

$$\ln\gamma_X = \ln\gamma_X^o + \varepsilon_X^{Y_i} \cdot y_i + ... \qquad (1)$$

limitând calculul la termenul de ordinul întâi în y_i. În aceasta relatie γ_X^o reprezinta coeficientul de activitate a elementului la o dilutie infinita, y_i - concentratia elementului de aliere Y_i, iar $\varepsilon_X^{Y_i}$ - parametrul de interactiune de ordinul întâi al elementului Y_i asupra componentului X.

Pare evident ca influenta reciproca a elementelor componente ale aliajului este în strânsa legatura cu configuratia electronica a atomilor elementelor respective si deci este de asteptat ca parametrii de interactiune sa depinda de locul ocupat de aceste elemente în tabelul periodic. Într-adevar, în cazul aliajelor ternare Fe-X-Y_i, a rezultat înca din primele cercetari [1], [2], [3] ca marimea parametrului de interactiune $\varepsilon_X^{Y_i}$ depinde de locul ocupat de elementul de aliere Y_i în tabelul periodic al elementelor, deci de numarul de ordine Z_i. Aceasta dependenta s-a dovedit a avea un caracter periodic.

Cercetarile recente [4] au aratat ca parametrii $\varepsilon_X^{Y_i}$ depind de numarul de ordine Z_i, în mod diferit, în functie de natura elementului de aliere (metal, nemetal, element de trecere), relatia $\varepsilon_X^{Y_i} = f(Z_i)$ fiind o functie periodica similara cu cea existenta pentru unele marimi fizice clasice ca de exemplu: volum atomic, punct de topire, compresibilitate, diametru atomic etc.

Astfel s-au putut stabili urmatoarele [4]:

» în cazul în care X este un nemetal (C, N, H, O, S) valoarea lui $\varepsilon_X^{Y_i}$ prezinta la începutul fiecarei perioade o crestere accentuata o data cu cresterea numarului de ordine Z_i, crestere care apoi se atenueaza, în unele cazuri prezentând maxime;

» în cazul în care X este un metal (V, Ni, Cu, Cr, Mn) parametrii de interactiune scad o data cu cresterea numarului de ordine, scadere care se atenueaza tinzând în unele cazuri spre valori minime;

» pentru elementele de trecere (Si) variatia parametrilor este neregulata.

Este interesant de comparat variatia parametrilor de interactiune cu aceea a unor marimi fizice clasice, ca de exemplu volumul atomic [4]. Acesta este o marime conventionala definita prin relatia [5]:

$$V_{at} = \frac{\text{greutatea atomica}}{\text{greutatea specifica în stare solida}} \qquad (2)$$

Pentru exemplificare, în figura 1 se compara variatia parametrilor de interactiune ai oxigenului $\varepsilon_o^{Y_i}$ prezentati de tabelul 1 [6]-[10] si variatia volumului atomic în functie de numarul de ordine Z_i.

Se constata ca, pentru elementele de aliere pentru care volumul atomic tinde catre valori minime, parametrul de interactiune $\varepsilon_o^{Y_i}$ prezinta valori maxime. Aceste elemente (Y_i) sunt cele pentru care numarul electronilor pe substraturile "p" sau "d" se apropie de saturatie: B-C; Si-P; Fe-Co-Ni; Ru-Rd-Pd; Os-Ir-Pt.

Din examinarea în paralel a variatiei cu numarul de ordine, a volumului atomic si a parametrilor de interactiune, apare posibilitatea evaluarii aproximative a unor parametri înca nestudiati. Astfel, despre influenta gazelor nobile (He, Ne, Ar, Kr, Xe, Rn) asupra activitatii unor elemente nu exista date în literatura. Unii autori [11] considera ca de la sine înteles ca actiunea acestora asupra diverselor elemente este nula, avându-se în vedere ca gazele respective nu reactioneaza cu nici un element chimic. Totusi, examinând figura 1 si extrapolând curbele pentru $\varepsilon_o^{Y_i}$ în paralel cu V_{at}, rezulta ca în cazul oxigenului

Tabelul 1

Parametrii de interactiune ai oxigenului în aliaje feroase
Oxigen interaction parameters in ferroalloys

Yi	Nr. ord.	ε_O^{Yi} marime	sursa
H	1	-12	[6]
B	5	-115	[6]
C	6	-21.4	[6][7]
N	7	4.03	[6][7]
O	8	-12.5	[7][8]
Al	13	-127.3	[7][8]
Si	14	-15.7	[6][8]
P	15	-3.4	[6]
S	16	-14.8	[6]
Ca	20	-88000	[7]
Sc	21	-240	[7]
Ti	22	-148	[7]
V	23	-41.3	[6]
Cr	24	-8.5	[6][8]
Mn	25	-6.64	[6]
Fe	26	0	
Co	27	1.9	[7]
Ni	28	1.4	[8][9][10]
Cu	29	-2.75	[6]
Zn	30	-10	[7]
Y	39	-290	[7]
Zr	40	-166.6	[7]
Nb	41	-52.4	[6][7]
Mo	42	-1.14	[7][8]
Tc	43	8	[7]
Ru	44	8.1	[7]
Rh	45	8.1	[6][7]
Pd	46	-4.9	[6][7]
Ag	47	-5.32	[6][7]
Sn	50	-6.55	[6][7]
Sb	51	-13	[6][7]
Ba	56	-46500	[7]
La	57	-330	[7]
Ce	58	-320	[7]
Pr	59	-365	[7]
Hf	72	-208.2	[6][7]
Ta	73	-74.5	[7]
W	74	4.16	[7][8]
Re	75	14	[7]
Os	76	16	[7]
Ir	77	15	[7]
Pt	78	1.13	[6][7]
Au	79	6.6	[6][7]
Th	90	-65.2	[7]
U	92	-433	[3][7]

parametrii de interactiune ε_O^{He}, ε_O^{Ne}, ε_O^{Ar} etc. ar trebui sa aiba valori negative situate sub -10 ... -20, ceea ce ar însemna ca gazele nobile sunt solubile în unele aliaje si ca prezenta lor mareste solubilitatea oxigenului în acestea. Aceasta influenta a gazelor nobile, având în vedere faptul ca ele nu reactioneaza cu nici un element chimic, s-ar putea explica printr-un efect de ecranare produs de atomii gazelor respective prin interpunere între ionii de Fe^{++} si O^{-} aflati în topitura.

Caracterul negativ al parametrilor ε_O^{Yi} pentru gazele nobile rezulta si dintr-o evaluare aproximativa realizata pe baza unor calcule termodinamice. Astfel, conform lucrarilor lui Sabirzianov [12] parametrii de interactiune pentru aliaje ternare se pot calcula pe baza teoriei cvasichimice din relatia:

$$\varepsilon_X^{Yi} = \frac{Q_{YiX} - Q_{FeYi} - Q_{FeX}}{RT} \qquad (3)$$

în care Q_{FeYi}; Q_{FeX}; Q_{XYi} reprezinta caldurile de amestecare pentru sistemele binare respective (Fe-Y_i; Fe-X; X-Y_i), R-constanta gazelor, T-temperatura absoluta (calculele s- au facut pentru 1873 K).

Aplicând aceasta relatie pentru sistemul Fe-O-Ar, rezulta:

$$\varepsilon_O^{Ar} = \frac{Q_{OAr} - Q_{FeAr} - Q_{FeO}}{RT} \qquad (4)$$

Dintre efectele termice care apar în relatia (4) numai valoarea lui Q_{FeO} este cunoscuta, fiind de 23700 cal/gr.at. Caldura de amestecare Q_{OAr} a celor doua gaze (oxigen-argon) trebuie sa fie mica, neglijabila fata de Q_{FeO}, fiind vorba de elemente reciproc inerte. În ceea ce priveste efectul termic Q_{FeAr}, acesta ar fi comparabil cu acela al amestecarii fierului cu un element cu tendinta redusa de formare de combinatii sau solutii, ca de exemplu plumbul, care la temperatura respectiva (1600^{0}C) are o tensiune ridicata de vapori. Pentru Fe-Pb avem Q_{FePb} = 26400 cal/gr.at.

Folosind aceste valori în relatia (4) obtinem $\varepsilon_O^{Ar} = -14$. Ar rezulta deci ca argonul se dizolva în aliaje feroase si contribuie la marirea reactivitatii oxigenului.

Este de observat ca gazele nobile se dizolva si în alte lichide, ca de exemplu în apa, în care solubilitatea lor în conditii normale creste o data cu greutatea atomica (tab.2).

Tinând seama de cele mentionate, ar rezulta ca fenomenul de intensificare a reactiilor de oxidare în baia de otel prin barbotare cu argon se poate explica, în afara de actiunea de amestecare, si prin influenta argonului asupra coeficientului de activitate a oxigenului.

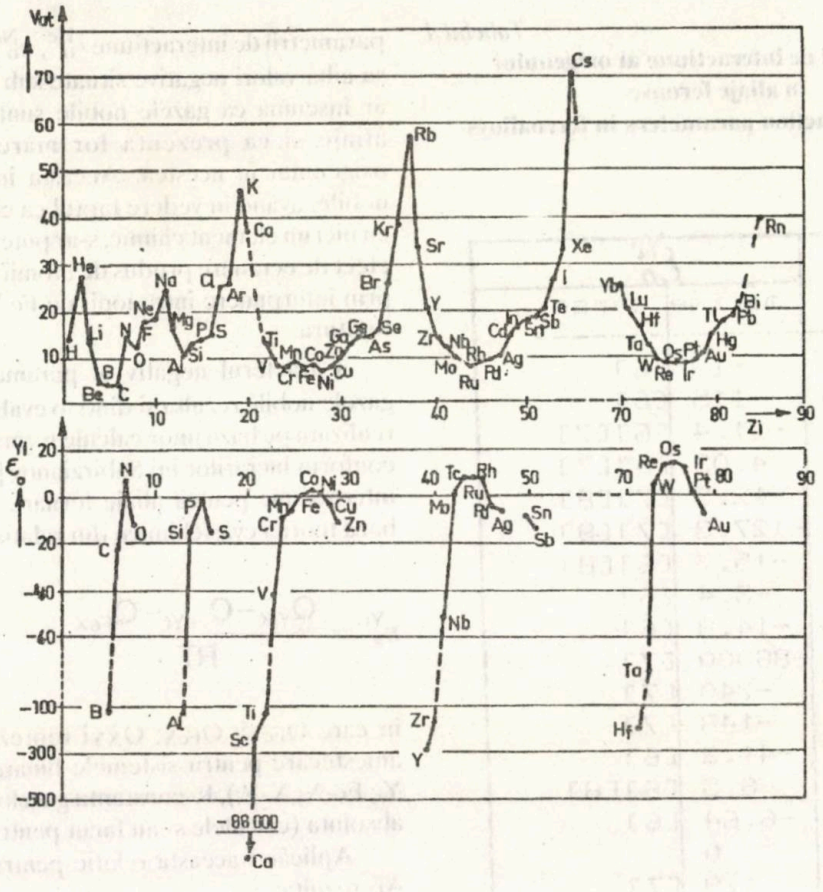


Fig. 1

Corelatii între parametrii de interactiune ai oxigenului ε_O^{Yi}, volumul atomic V_{at} si numarul de ordine Z_i al elementelor de aliere
Correlations between the interaction parameters of the oxigen ε_O^{Yi}, atomic volume V_{at} and the atomic number Z_i of the alloying elements

Tabelul 2

Solubilitatea gazelor nobile în apa
Noble gases solubility in the water

Elementul	He	Ne	Ar	Kr	Xe	Rn
Solubilitatea, cm^3/l	10	14,7	33,4	62,6	123	200

În concluzie, s-ar putea afirma ca pe baza corelatiei parametrilor de interactiune cu numarul de ordine Z_i al elementului de aliere Y_i exista posibilitatea evaluarii unor parametri ε_X^{Yi} a caror marime este îndoielnica sau necunoscuta.

Ipotezele avansate mai sus pe consideratii teoretice trebuie privite cu rezerva, fiind necesara confirmarea lor experimentala.

BIBLIOGRAFIE

[1] **Schenk H., Glaz M., Steimetz E.** In: Achiv f.d. Eisenhüttenw. R.F.G., nr.1, 1970, p.1

[2] **Depujdt P.V., Parleé N.A.D.** In: Metall Transact., S.U.A., febr., 1972, p.525

[3] **Nguen N., Ngia M.** In: Izvestia Akad. Nauk CCCP Metalle U.R.S.S., nr.4, 1972, p.18

[4] **Apa L.** In: Cercetari metalurgice si de noi materiale. Vol.I, nr.2, 1993, p.48

[5] **Riesenfeld E.** In: Lehrbuch der anorganischen Chemie, 1943, Editura Racher, Zürich, p.82-91, p.670

[6] **Dragomir I.** In: Teoria proceselor siderurgice, Bucuresti, Ed.Tehnica, 1985, p.145, anexele 5,6

[7] **Buzec Z.** In: Hutniche listy, R.S.C.S., nr.10, 1979, p.699

[8] **Ianke D. si Fischer W.A.** In: Archiv f.d. Eisenhüttenw, R.F.G., nr.10, 1976, p.509

[9] **Balsov L.D.** In: Akad. Nauk Metalle nr.1, 1981, U.R.S.S., p.217

[10] **Apa L.** In: Metalurgia, România, nr.5, 1988, p.236

[11] **Kunze I.** In: Nytrogen and Carbon in Iron and Steel Thermodynamics, Editura Academiei din Berlin, 1990, p.138-146

[12] **Sabirzianov T.G.** In: Akad. Nauk Metalle, nr.1, 1980, U.R.S.S., p.181

TRATAMENTUL TERMIC SUPERFICIAL CU LASER AL OTELULUI INOXIDABIL FERITOMARTENSITIC 10Cr130

Prof. dr.ing. Simona Zamfir - Universitatea "Politehnica" Bucuresti
ing. Daniela Matei - S.C. INTEC S.A. Bucuresti

C.Z.: 669.14.018.8

Progesul tehnico-stiintific contemporan nu poate fi conceput fara realizarea de materiale metalice cu caracteristici de rezistenta mecanica si de rezistenta la coroziune astfel asociate încât sa faca fata conditiilor tot mai severe si complexe care se impun pieselor în instalatiile moderne. Deci, este necesara valorificarea cât mai complexa a potentialului materialelor existente.

In acest articol ne propunem sa studiem oprtunitatea aplicarii tratamentului termic cu laser asupra unor oteluri inoxidabile din clasa feritomartensitica cu 13%Cr, prin prisma modificarii proprietatilor fizice, chimice si mecanice care apar.

Otelurile inoxidabile feritomartensitice cu 13%Cr se utilizeaza pentru fabricarea de elemente de masina care lucreaza în apa sau în abur, de exemplu scuturi pentru turbine hidraulice, palete pentru turbine cu abur, ventile pentru prese hidraulice etc. Din studierea tipului pieselor care se fabrica din aceste oteluri rezulta ca trebuie sa le asiguram o serie de proprietati cum ar fi: duritatea, rezistenta la uzare si coroziune, situate la valori cât mai ridicate. Poate oare tratamentul termic cu laser sa realizeze acest deziderat?

Programul de experimentari

In continuare vom studia influenta tratarii termice cu laser asupra otelului inoxidabil feritomartensitic 10Cr130, otel care are urmatoarea compozitie chimica: 0,08-0,14% C; max.1,0% Mn; max.1,0% Si; 12-14% Cr.

Cercetarile s-au efectuat pe probe cu dimensiunile 10x20x20 mm, probe care au fost supuse în prealabil unui tratament termic de calire cu încalzire la 1000°C cu racire în ulei si revenire la 250°C.

Pentru realizarea tratamentului termic superficial cu laser s-a folosit instalatia GT-1200, un laser continuu cu CO_2. Inainte de iradierea cu laser, probele au fost acoperite cu vopsea neagra, pentru a creste coeficientul de absortie al radiatiei laser de catre piesa. Probele astfel pregatite au fost supuse unor regimuri de iradiere cu laser dupa programul prezentat în tabelul 1.

Dupa prelucrarea termica cu laser probele au fost studiate metalografic pe microscopul Neofot, s-au realizat masurari de microduritate la forte de 50 g si teste de rezistenta la coroziune în H_2SO_4 10%, folosind metoda potentiostatica.

Prezentarea rezultatelor experimentale

Aplicarea tratamentului termic superficial cu laser asupra otelului inoxidabil feritomartensitic 10Cr130 calit la 1000°C cu racire în ulei si revenit la 250°C a determinat o crestere a microduritatii stratului pâna la valori de 1000 HV 0,05. Valoarea maxima a microduritatii a fost atinsa în cazul aplicarii regimului de iradiere 800W, 7mm/s, iar adâncimea maxima de durificare a fost de 0,7mm si se atinge în cazul aplicarii regimului de iradiere 900W,7mm/s.

Analiza de microduritate s-a efectuat în sectiunea transversala a probelor, pentru toate regimurile de iradiere. Cu ajutorul acestor date

Tabelul 1

Regimuri de iradiere cu laser
Laser irradiation regimens

Puterea de iradiere [W]	Viteza de deplasare a piesei fata de fasciculul laser [mm/s]
800	7
	15
900	7
	15

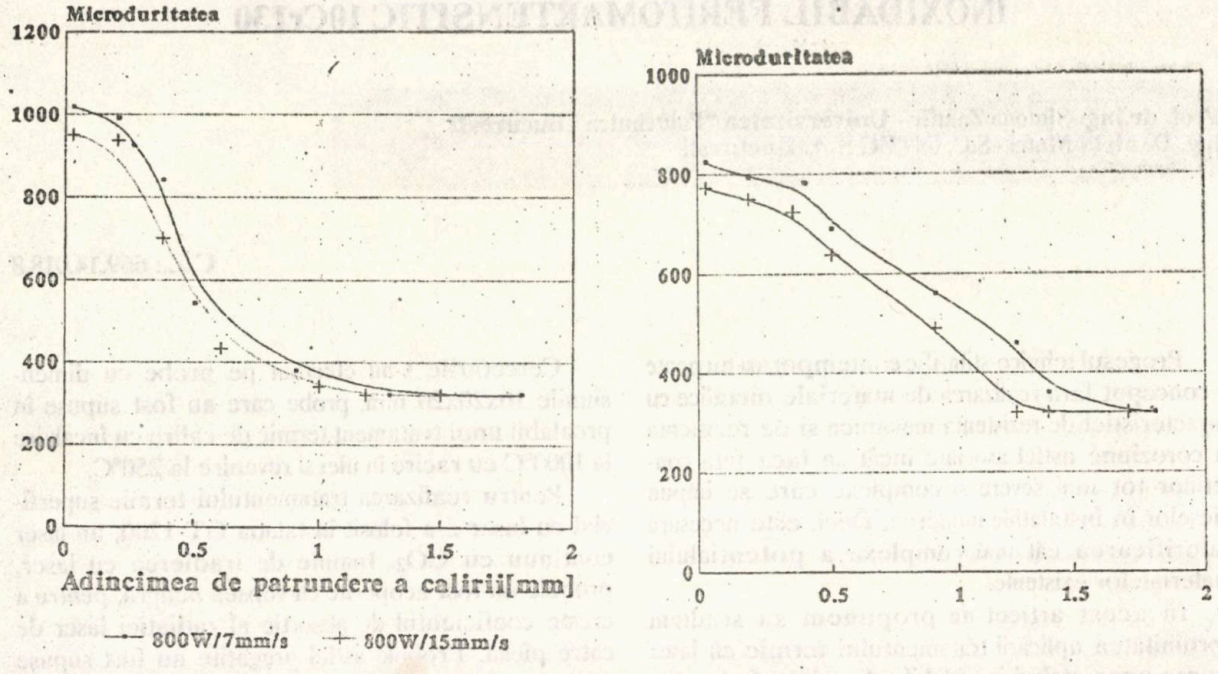


Fig. 1

Curbele de variatie ale microduritatii cu adâncimea probei pentru conditiile de iradiere:
a - 800W-7 si 15 mm/s **b - 900W-7 si 15 mm/s**
Microhardness variation curves with the sample depth for the irradiation conditions

putem trasa curbele de variatie a microduritatii cu adâncimea probei (fig.1, a,b). Studiind aspectul acestor curbe se pot evidentia caracteristici distincte ale curbelor obtinute pentru regimurile de iradiere de 800W si respectiv 900W. Astfel, curbele de variatie a microduritatii cu adâncimea probei la puteri de 800W prezinta trei zone distincte, si anume (fig.1,a): o prima zona de la suprafata spre centru în care duritatea are valoare maxima, zona pe care o vom numi zona calita, urmata de a doua zona în care duritatea scade continuu cu adâncimea pâna când se ajunge la masa de baza. Cea de-a doua zona o vom numi zona de influenta termica. La puteri de iradiere de 900W curbele de variatie a microduritatii cu adâncimea probei prezinta patru zone distincte (fig.1,b): o prima zona de la suprafata în care duritatea are o valoare ridicata, urmata de o zona în care duritatea are o valoare maxima si de o zona în care duritatea scade continuu cu adâncimea pâna când se ajunge la masa de baza.

Studiul comparativ al curbelor de variatie a

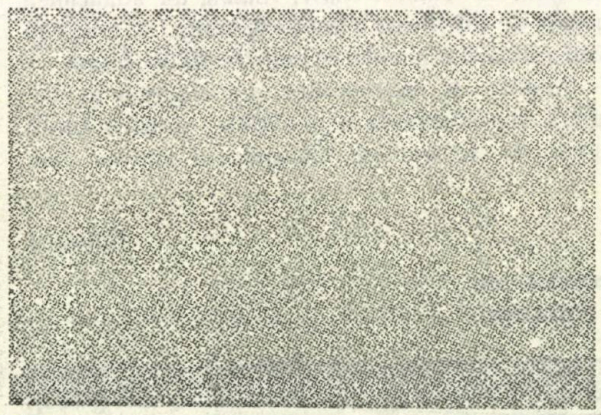


Fig. 2

Microstructura otelului inoxidabil feritomartensitic 10Cr130 calit la 1000° C/ulei si revenit la 250° C (marire: x 100; atac: Villela)
10Cr130 ferritic-martensitic stainles steel microstructure quenced at 1000° C/oil and tempered at 250° C (size: x 100; attack: Villela)

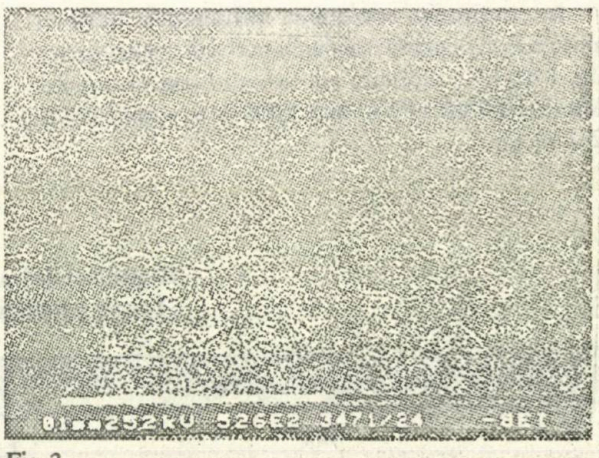


Fig. 3

Microstructura otelului inoxidabil feritomartensitic 10Cr130 tratat termic cu laser în regimul 800W, 7 mm/s - zona de trecere catre masa de baza (marire: x 1000; atac: Villela)
10Cr130 ferritic-martensitic stainles steel microstructure laser heat treated in the regimen 800W, 7 mm/s - the passing zone to the base mass (size: x 1000; attack: Villela)

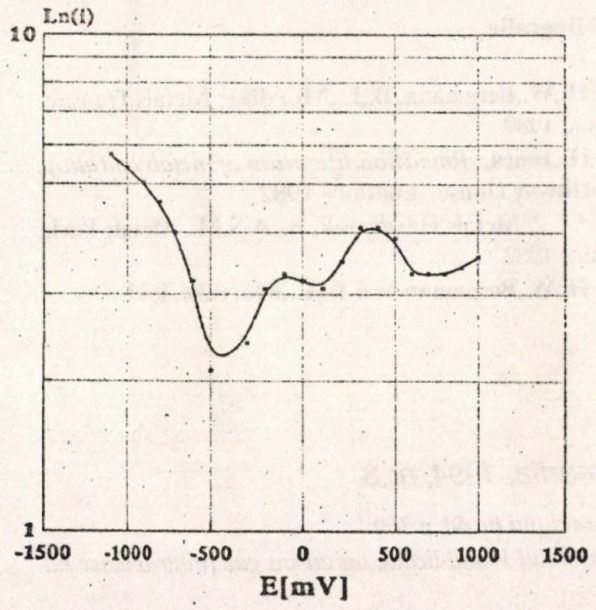
Fig. 4

Microstructura otelului inoxidabil feritomartensitic 10Cr130 tratat termic cu laser în regimul 900W, 7 mm/s - zona retopita cu laser (marire: x 1050; atac: Villela)
10Cr130 ferritic-martensitic stainless steel microstructure laser heat treated in the regimen 900W, 7 mm/s - remelted zone with laser (size: x 1050; attack: Villela)

microduritatii cu adâncimea pentru regimurile de iradiere abordate subliniaza influenta atât a puterii de iradiere cât si a vitezei de deplasare a probei fata de raza laser. Se observa ca o data cu cresterea puterii de iradiere creste adâncimea de patrundere a calirii si o data cu cresterea vitezei de deplasare a probei fata de raza laser, la putere constanta, scade adâncimea de patrundere a calirii.

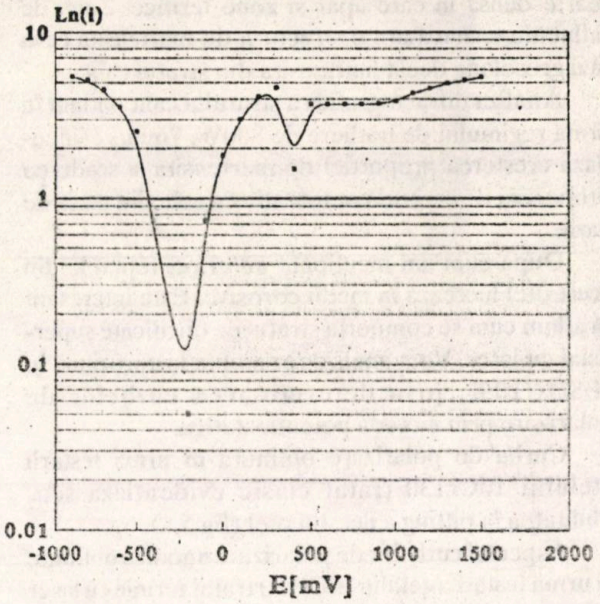
Analiza metalografica a masei de baza, deci a zonei neafectate de încalzirea cu laser, evidentiaza o structura formata din martensita de revenire, carburi si ferita (fig.2).

Analiza metalografica a probelor iradiate la puteri de 800W pune în evidenta cele trei zone reliefate de curbele de variatie a microduritatii cu adâncimea probei (fig.3). In stratul calit avem o structura de martensita criptocristalina cu ace de dimensiuni foarte mici si foarte compacte. Zona de influenta termica are o structura formata dintr-un amestec de martensita, ferita si carburi globulare, în care martensita este mai putin fina decât cea din stratul calit.



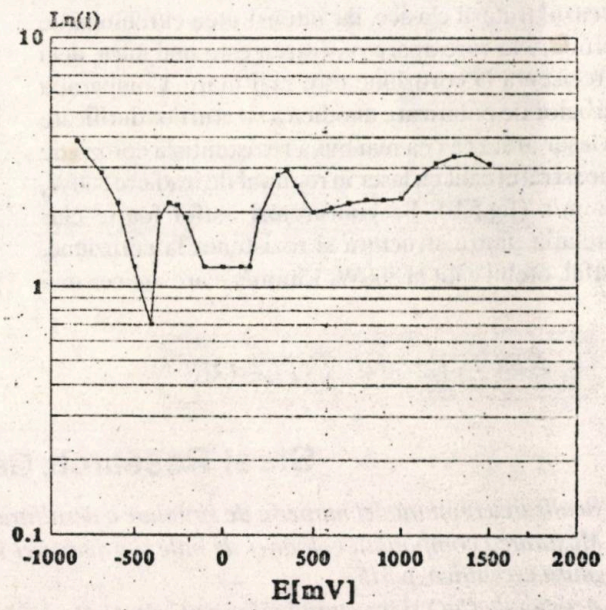
Tratat clasic

a



800W/7mm/s

b



900W/7mm/s

c

Fig. 5

Curbele de polarizare anodica pentru: a - otelul tratat clasic; b - 800W-7 mm/s; c - 900W-7 mm/s
Anodic polarization curves: a - classic treated steel; b - 800W-7 mm/s; c - 900W-7 mm/s

La probele care au fost tratate termic cu laser la puterea de 900W apare mai întâi o zona retopita care este urmata de zona calita si de zona de influenta termica. Stratul retopit are o structura formata din dendrite γ, pe marginea carora avem carburi de crom (fig.4). Se constata ca dendritele au aceeasi orientare data de miscarea frontului de solidificare, pe directia de transfer termic. Dupa aceasta zona retopita urmeaza zona calita, care are o structura martensitica foarte densa în care apar si zone feritice. Zona de influenta termica are o structura de martensita ceva mai grosolana decât martensita din stratul calit.

Analiza difractografica a stratului calit obtinut în urma regimului de iradiere de 800W, 7mm/s evidentiaza cresterea proportiei de martensita si scaderea proportiei de carburi comparativ cu cele din masa de baza.

Dupa cum am mentionat anterior, reperele din acest otel lucreaza în medii corosive. Este interesant sa aflam cum se comporta straturile durificate superficial cu laser. Vom analiza rezistenta la coroziune în H_2SO_4 10%, prin determinarea curbelor de polarizare prin metoda potentiostatica.

Curba de polarizare obtinuta în urma testarii otelului 10Cr130 tratat clasic evidentiaza sensibilitatea la pitting a acestui otel (fig.5,a).

Aspectul curbelor de polarizare anodica obtinute în urma testarii otelului 10Cr130 tratat termic cu laser denota comportarea diferita la corodare fata de acelasi otel tratat clasic. Astfel, pentru straturile durificate superficial cu laser curbele de polarizare anodica au intervalul de pasivare mult mai larg decât în cazul tratarii clasice, iar intensitatea curentului de corodare la care apare pasivarea este mai mica, deci si rezisenta la coroziune este mai mare. Comparatia curbelor de polarizare anodica a straturilor durificate cu laser arata ca cea mai buna rezistenta la coroziune o are stratul calit cu laser în regimul de iradiere 800W, 15mm/s (fig.5,b). Se contureaza astfel foarte clar corelatia dintre structura si rezistenta la coroziune. Astfel, otelul calit la 800W, 15mm/s, care are cea mai mica cantitate de carburi si ferita în structura, are cea mai buna rezisenta la coroziune, deoarece nu mai apar zone limitrofe carburilor care sa fie mai sarace în crom decât 12%, iar vacantele nu sunt saturate si deci este prezenta pasivarea. Stratul retopit cu laser are o mai buna rezisenta la coroziune decât cea a masei de baza dar mai slaba decât cea a stratului calit cu laser la 800W (fig.5,c).

Concluzii

Tratarea termica superficiala cu laser a otelului 10Cr130 a determinat obtinerea unui strat superficial calit în cazul iradierii la puteri de 800 W, care are o structura de martensita criptocristalina, neomogena, în care densitatea de dislocatii este foarte ridicata, iar în cazul iradierii la puteri de 900 W se obtine un strat retopit cu o structura formata din dendrite γ, pe marginea carora avem carburi de crom. Aceste tipuri de structura obtinuta explica atât cresterea microduritatii în strat, cât si cresterea rezistentei la coroziune.

Putem concluziona ca tratamentul termic superficial cu laser este un tratament termic scurt, ieftin si eficient, care asigura o înalta durificare prin realizarea unei structuri complexe.

Pentru a optimiza utilizarea acestor avantaje este necesara cercetarea în continuare a proceselor de tratament termic cu laser pe repere pentru a evita aparitia structurilor nefavorabile datorita interventiei ca factor de influenta si a geometriei piesei.

Bibliografie

[1] **H.,W.,Bergmann, B.,L.,Mordike:** Metals Transactions, 1989

[2] **H.,Jones,:** *Rapid Solidification of metals and alloy.* Northway House, London, 1982

[3] * * * Metals Handbook, 8, A.S.M., Metals Park, Ohio, 1982

[4] **H.,W.,Bergmann and B.,L.,Mordike,** ibid

REVISTA REVISTELOR

Steel Research, *Germania, 1994, nr.8*

- *Realizarea unui model numeric de simulare a desulfurarii otelului lichid, p.309*
- *Masurarea comportarii coloanei de bule si a vitezei ei în metalul Wood lichid, agitat cu gaz printr-o lance cu gaura excentrica, p.315*
- *Activitatile CaO si structura bailor de CaO-Al_2O_3, p.320*
- *Rezultate numerice ale comportarii la solidificare si distributiei temperaturii pe timpul atomizarii, p.322*
- *Realizarea unor metode noi de determinare a deformabilitatii si a tensiunii la curgere a materialelor compozite intermetalice, p.326*
- *Solubilitatea azotului în aliajele austenitice FeCrMn, p.331*
- *Raportul microstructura-rezistenta pentru otelurile LC si HSLA, p.338*
- *Asupra structurii bainitice a otelului de rotor Cr-Mo-V, p.345*
- *Comportarea la coroziune a otelurilor inox cu continut mic de Cr si mare de Al în H_2NO_3 65% fierbinte, p.350*

INFLUENTA INOCULARII CU FeSi 75 ASUPRA PROPORTIEI DE FERITA DIN FONTA CU GRAFIT NODULAR

Conf.dr. ing. Vasile Cojocaru, Universitatea Tehnica "Gh. Asachi", Iasi

C.Z.: 669.131.622

Tehnologiile moderne prevad obtinerea de fonta cu grafit nodular cu matricea metalica feritica direct din turnare, pentru ca apoi sa aiba loc deformarea plastica. Ulterior urmeaza corectarea matricei metalice (obtinerea de diverse proportii de perlita, în general). Perlitizarea se face cu mult mai usor decât feritizarea (cu un consum energetic inferior).

Avându-se în vedere influenta feritizanta a siliciului la transformarea eutectoida si utilizarea în multe tehnologii a ferosiliciului ca inoculant, se propune cercetarea influentei cantitatii de FeSi 75 asupra proportiei de ferita.

Fonta a fost modificata cu Fe Si Ca Mg în proportie de 1,7% (prealiaj cu circa 8% Mg).

În tabelul 1 se prezinta probele prelevate, programarea experimentului pe baza analizei dispersionale monofactoriale si proportiile de inoculant utilizate.

Tabelul 1

Programarea experimentului pe baza analizei dispersionale monofactoriale si cantitatea de FeSi 75
Experiment programation on the monofactorial dispersional analysis basis and the FeSi 75 quantity

Numarul de determinari paralele	Nivelurile factorului y*				
	1	2	3	4	5=m
1	2	2	4	4	10
2	2	2	8	4	6
3=n	2	2	3	7	8
Suma	6	6	15	15	24
Media	$\bar{y}_1 = 2$	$\bar{y}_{2=2}$	$\bar{y}_{3=5}$	$\bar{y}_{4=5}$	$\bar{y}_{5=8}$
Dispersia pe coloane	$s_1^2=0$	$s_2^2=0$	$s_3^2=4,67$	$s_4^2=2$	$s_5^2=2,67$
Cantitatea de FeSi75, %	0	0,25	0,50	0,75	1,00

* - y reprezinta proportia de ferita

Inoculatorul s-a introdus la partea inferioara a oalelor de turnare si a continut circa 72% siliciu.

S-au tratat circa 500 kg fonta lichida.

În tabelelul 2 se prezinta compozitia chimica a probelor prelevate conform tabelului 1 (indicele la numarator se refera la numarul de ordine al deter-

Tabelul 2

Compozitia chimica a probelor din tabelul 1
Samples chemical composition

Proba nr.	compozitia chimica, %								
	C	Mn	Si	P	S	Cr	Ni	Mo	Mg
1/1	3,30	0,85	2,05	0,08	0,01	nd*	nd	nd	0,020
2/1	3,30	0,90	2,10	0,08	0,01	0,10	0,02	0,02	0,018
3/1	3,32	0,88	1,85	0,08	0,01	0,10	0,02	0,02	0,009
4/1	3,33	0,90	2,16	0,08	0,01	0,11	0,02	0,02	0,016
5/1	3,28	0,88	2,15	0,08	0,01	0,10	0,02	0,02	0,020
1/2	3,19	0,80	2,12	0,08	0,01	nd	nd	nd	0,018
2/2	3,20	0,80	2,12	0,08	0,01	nd	nd	nd	0,019
3/2	3,20	0,80	2,11	0,08	0,01	0,10	0,02	0,02	0,020
4/2	3,20	0,82	2,11	0,08	0,01	0,10	0,02	0,02	0,019
5/2	3,19	0,84	2,14	0,08	0,01	0,11	0,02	0,02	0,015
1/3	3,19	0,86	2,16	0,08	0,01	0,11	0,02	0,02	0,016
2/3	3,32	0,86	2,14	0,08	0,01	0,11	0,02	0,02	0,019
3/3	3,32	0,86	2,11	0,08	0,01	0,11	0,02	0,02	0,018
4/3	3,32	0,90	2,10	0,08	0,01	0,11	0,02	0,02	0,018
5/3	3,19	0,90	2,10	0,08	0,01	0,11	0,02	0,02	0,019

*nd - nedeterminat

minarii paralele).

Toate probele prezentate în tabelul 2 au circa 50 noduli/mm^2. Grafitul ocupa o suprafata între 5 si 8%. Nodulii de grafit au diametrul cuprins între 40 si 100 μm.

Din tabelul 3 se observa valorile medii ale proportiei de ferita din cele cinci probe (niveluri).

Tabelul 3

Proportiile aproximative de ferita (valorile medii)
Ferrite approximate proportions (medium values)

Specificatia	Proba (nivelul nr.)				
	1	2	3	4	5
Ferita, %	2	2	5	5	8

Pentru a vedea daca proportia de ferita este un parametru tehnologic sau un factor aleator, se face analiza dispersionala monofactoriala.

Se prezinta calculele în tabelul 4.

Tabelul 4

Divergenta datelor experimentale	Suma patratelor	Numarul de grade de libertate	Dispersia
Între coloane	$S_2 - S_3$	$\nu = m - 1$	$s^2 = \frac{1}{\nu}(s_2 - s_3)$
	75,6	4	18,90
Între rânduri	$S_1 - S_2$	$\nu_o = m(n-1)$	$s_o^2 = \frac{1}{\nu_o}(s_1 - s_2)$
	28	8	3,5
Totala	$S_1 - S_3$	$\overline{\nu}_o = m(n-1)$	$\overline{s}_o^2 = \frac{1}{\nu_o}(s_1 - s_3)$
	103,6	14	7,40

s_o^2 reprezinta dispersia reproductibilitatii, adica dispersia cauzata de factorii aleatori; s^2 reprezinta suma a doua dispersii:

$s^2 = n\,s_A^2 + s_o^2$, unde s_A^2 reprezinta dispersia cauzata de factorul analizat.

Se compara dispersiile s^2 si s_o^2 cu ajutorul criteriului Fischer, verificându-se semnificatia raportului $F_C = \frac{s^2}{s_o^2}$: $F(\alpha; \nu; \nu_o) = F_{(0,05;\,4;\,8)} = 3,84$;

$F_C = 18,90/3,5 = 5,40$.

Deoarece $F_C > F_{(0,05;\,\nu;\,\nu_o)}$ se considera ca proportia de ferita are o influenta semnificativa asupra procesului si poate fi considerat un parametru tehnologic.

Dispersia cauzata de proportia de ferita este:

$$s_A^2 = \frac{s^2 - s_o^2}{n} = \frac{18,9 - 3,5}{3} = 5,13.$$

Omogenitatea dispersiilor se verifica cu ajutorul criteriului Cochran. Se calculeaza variabila aleatoare:

$$G_c = \frac{\max s_i^2}{s_1^2 + s_2^2 + \ldots + s_k^2};\quad 1 \le i \le K;$$

$G_{(\alpha;\,\nu;\,k)} = G_{(0,05;\,2;\,5)} = 0,6838$;

$\nu = n\text{-}1 = 3\text{-}1 = 2$; $k = m = 5$.

$$G_c = \frac{4,67}{4,67 + 2 + 2,67} = 0,5.$$

Deoarece $G_c < G_{(0,05;\,2;\,5)}$, se apreciaza ca dispersia 4,67 are o valoare mai mare datorita întâmplarii si ca atare poate fi utilizata la calculul dispersiei s^2. Asadar dispersiile calculate sunt omogene si nu se exclude nici unul din calcule.

Pentru a se stabili care niveluri ale proportiei de ferita se deosebesc semnificativ, se apeleaza la criteriul de rang Duncan. Se aranjeaza valorile medii în ordine crescatoare: 2; 2; 5; 5; 8.

Se calculeaza abaterea medie patratica normata:

$$s_{\bar{y}} = \frac{s_o}{\sqrt{n}} = \frac{s_o^2}{\sqrt{n}} = \frac{3,5}{\sqrt{3}} = 1,08.$$

Din tabelele criteriului de rang Duncan se extrag patru valori ale rangurilor:

$D_{1(0,05;\ \nu=2;\ \nu_o=8)} = 3,26$

$D_{2(0,05;\ \nu=3;\ \nu_o=8)} = 3,39$

$D_{3(0,05;\ \nu=4;\ \nu_o=8)} = 3,47$

$D_{4(0,05;\ \nu=5;\ \nu_o=8)} = 3,52$

Se determina cele mai mici ranguri semnificative (C_mRS) înmultind cu S_y valorile rangurilor $D_{i(i=1,2,3...m-1)}$; C.m.R.S.$_1$ = 5,86; C.m.R.S$_2$ = 3,66; C.m.R.S$_3$ = 3,75; C.m.R.S$_4$ = 3,80. Diferenta dintre medii, în numar de C_6^2, se compara cu cele mai mici ranguri semnificative, rezultatele compararii fiind trecute în tabelul 5.

Din analiza datelor prezentate în tabelul 5 reiese ca probele conform nivelurilor 1, 2, 3 si 4, care corespund inocularii cu 0; 0,25; 0,50 si 0,75% FeSi 75, nu se deosebesc semnificativ din punctul de vedere al proportiei de ferita, asadar proportiile de FeSi 75 pâna la 0,75% nu afecteaza semnificativ proportia de ferita. Proba cu proportia cea mai mare de ferita (proba nr. 5/2) nu se deosebeste semnificativ de probele 3/3 si 4/2 din punctul de vedere al proportiei de ferita. Din acest motiv, pentru fonta de compozitie analizata, se recomanda ca inocularea sa se efectueze cu 0,5% FeSi 75, situatie în care se obtine proportia maxima de ferita în matricea metalica, nefiind necesara inocularea cu 0,75 sau 1% FeSi 75.

Se propune o dependenta liniara între proportia de ferita si proportia de inoculant folosit (ceilalti parametri metalurgici sunt constanti).

Deoarece coeficientul de corelatie este foarte aproape de valoarea 1 rezulta ca, din punct de vedere statistic, interdependenta dintre cei doi parametri este puternica.

Coeficientul de determinare are valoare d = $0,94517^2$ = 0,8933, ceea ce înseamna ca procentul de FeSi 75 folosit ca inoculant are o pondere de 89,33% din totalul influentelor parametrilor metalurgici de elaborare.

Pentru a verifica daca corelatia dintre proportia de ferita si cantitatea de inoculant este semnificativa, se utilizeaza criteriul Student.

$$t_c = \frac{|r_{yx}|\sqrt{\nu}}{\sqrt{1-r_{yx}^2}}$$

unde t_c este o variabila aleatoare calculata pe baza variabilei din repartitia normala N (0,1) si din repartitia χ_2 cu ν grade de libertate = densitatea de probabilitate; ν = numarul de grade de libertate: ν = n-2, în care n reprezinta numarul de determinari experimentale: ν = 5 - 2 = 3.

$$t_c = \frac{0,94517\sqrt{3}}{\sqrt{1-0,94517^2}} = 15,3438.$$

$t_T = t_{\alpha;\ \nu}$, unde t_T este functia de repartitie Student teoretica; α = nivelul de semnificatie si reprezinta probabilitatea ca parametrul teoretic estimat sa se afle în afara limitelor de încredere; α are de obicei valoarea 0,05 sau 0,01. Se alege α = 0,05. $t_{0,05;\ 3}$ = 3.182.

Tabelul 5

Compararea diferentelor dintre valorile medii cu cele mai mici ranguri semnificative
The comparing of the differences between medium values with those with the smaller significant ranks

Numarul probelor comparate	Diferenta dintre medii	C.m.R.S.	Semnificatia diferentelor
5-1	6	3,80	semnificativa
5-2	6	3,75	semnificativa
5-3	3	3,66	nesemnificativa
5-4	3	5,86	nesemnificativa
4-1	3	3,75	nesemnificativa
4-2	3	3,66	nesemnificativa
4-3	0	5,86	nesemnificativa
3-1	3	3,66	nesemnificativa
3-2	3	5,86	nesemnificativa
2-1	0	5,86	nesemnificativa

Deoarece $t_c > t_T$, rezulta ca între cele doua variabile exista legatura de corelatie. În acelasi timp, deoarece $r'_T = r'_{\alpha;\nu} = r'_{0,05;3} = 0,8$, unde r'_T reprezinta un criteriu si $|r_{yx}| > r'_{\alpha;\nu}$ sau $0,94517 > 0,8$, se confirma o data în plus legatura de corelatie dintre cele doua variabile.

Abaterea medie patratica în jurul dreptei de regresie este:

$$s_{yx} = \sqrt{s_y^2(1-r_{yx}^2)} = \sqrt{2,244^2(1-0,94517^2)} = 0,32$$

Se face presupunerea ca între proportia de ferita si cantitatea de inoculant ar exista o corelatie neliniara de forma $y = a_o + a_1x + a_2x^2$, în care y reprezinta proportia de ferita, iar x reprezinta cantitatea de inoculant.

Efectuând calculele corespunzatoare rezulta: $y = 1,48 + 5,41\,x + 0,58\,x^2$ sau $\%F = 1,48 + 5,41\%$ FeSi 75 $+ 0,58\,(\%$ FeSi $75)^2$, unde F este proportia de ferita.

Se determina raportul de corelatie:

$$\rho_{yx} = \sqrt{1 - \frac{\sum_{i=1}^{n}(y_i - a_o - a_1x_i - a_2x_i^2)^2}{\sum_{i=1}^{n}(y_i - \bar{y})^2}} = 0,949$$

Valoarea de 0,949 pentru raportul de corelatie arata o legatura puternica între proportia de ferita din matricea metalica si cantitatea de FeSi 75 utilizat ca inoculant.

Deoarece raportul de corelatie este mai mare decât coeficientul de corelatie ($0,949 > 0,945$), aceasta înseamna ca se poate lua în considerare, mai aproape de realitate, corelatia neliniara - parabolica. Fiindca 0,945 este aproximativ egal cu 0,945, se apreciaza o corelatie în egala masura liniara si neliniara.

În figura 1 se prezinta variatia parabolica a proportiei de ferita cu cantitatea de FeSi 75 (cerculetele se refera la valorile medii).

Fiindca raportul de corelatie este totusi mai mare decât coeficientul de corelatie, se considera dependenta dintre proportia de ferita din matricea metalica si cantitatea de FeSi 75 ca inoculant, neliniara.

Abaterea medie patratica de la curba de regresie neliniara este = 0,71.

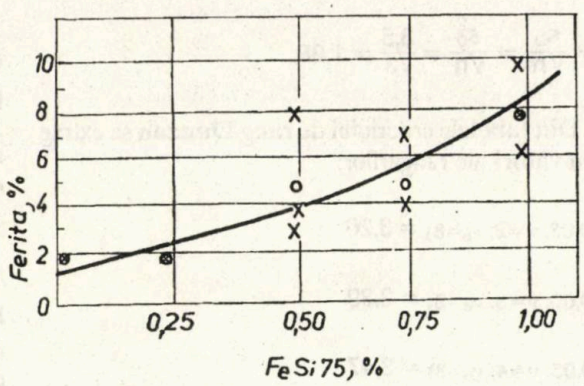


Fig. 1

Variatia parabolica a proportiei de ferita cu cantitatea de FeSi 75 folosit ca inoculant
Ferrite proportion parabolical variation with FeSi75 quantity used as inoculant

Concluzii

Pentru fonta analizata este inutil sa se marcasca cantitatea de FeSi 75, ca inoculant, peste 0,5% deoarece proportia de ferita nu se mareste semnificativ.

Daca se exclude factorul proportia de ferita, atunci se recomanda inocularea fontei din experiment cu 0,25% fiindca numarul de noduli de grafit pe unitatea de volum este constant, iar cantitatea de grafit variaza putin si în mod aleatoriu.

Între cantitatea de FeSi 75 si proportia de ferita exista o dependenta parabolica.

Bibliografie

[1] **Taloi, D. s.a.:** *Optimizarea proceselor metalurgice.* E.D.P., Bucuresti, 1983

[2] **Vladescu, M. si Popescu, T.:** *Metode matematice pentru modelarea proceselor de elaborare a fontei si otelului.* Ed. Tehnica, Bucuresti, 1975

[3] **Hecht, M. si Cloarec, P.:** *L'inoculation des fontes a graphite spheroidal.* Fonderie, Fondeur d'aujourd'hui, 1983, p. 23-39

[4] **Milman, B.S. s.a.:** *Povîsenie effektivnosti grafitiziruuscego modifitirovaniia.* Liteinoe proizvodstvo, nr. 8, 1982, p. 8-9

[5] **Pregunov, L. V. s.a.:** *Grafitiziruiuscie smesi dlea modifitirovaniia ciuguna.* Liteinoe proizvodstvo, nr. 2, 1982, p. 15

REVISTA REVISTELOR

Fonderie Fondeur d'aujourd'hui, *Franta, 1994, nr.131*

- *Uzina, factor metalurgic pentru turnatorii, p.9*
- *Coeficienti de forma si efectele de aripi de racordare la placile din aliaje usoare profilate sub forma de U, V, X, Y, p.18*
- *Comportarea produselor refractare la contactul cu aluminiul si aliajele sale, p.29*
- *Carti nou aparute, p.47*

CERCETARI DE VALORIFICARE A NAMOLURILOR CU CONTINUT RIDICAT DE FIER REZULTATE ÎN UNELE STATII DE NEUTRALIZARE UZINALE

Ing. Romanita Teodorescu, mineralog A. Andrei, S.C. IMNR S.A., Bucuresti

C.Z.: 669.2.4

O sursa deosebit de importanta privind poluarea mediului înconjurator o reprezinta la ora actuala namolurile provenite din statiile de neutralizare a solutiilor epuizate si a apelor de spalare din liniile de acoperiri metalice.

Deoarece în majoritate piesele supuse acoperirilor metalice sunt confectionate din fier, iar o prima operatie în tehnologiile de electrodepuneri este decaparea, namolurile finale rezultate în statiile de neutralizare au în numeroase întreprinderi din tara ca element majoritar fierul, alaturi de acesta existând în cantitati mici si alte elemente.

Compozitia chimica a unor astfel de namoluri (efectuata pe material uscat) este redata în tabelul 1.

Rezultate experimentale

Data fiind compozitia si structura acestor namoluri, problema principala a cercetarilor efectuate a constituit-o stabilirea unui flux tehnologic si a conditiilor optime de lucru pe fazele acestui flux în vederea obtinerii în final a unor pigmenti care sa reprezinte culori frumoase si sa-si gaseasca o aplicare industriala.

În vederea îndepartarii cantitative a impuritatilor solubile si a desecarii avansate a namolurilor, cercetarile efectuate au condus la concluzia ca este necesara realizarea la aceasta faza a unui raport S:L = 1:15 si tratare cu un agent floculant, de exemplu o

Tabelul 1

Compozitia chimica a namolurilor cu continut ridicat de Fe
Muds with iron high content chemichal composition

%

Fe	SiO_2	Zn	Cu	Ni	Cd	Cr	Al	Ca	Na
25-40	2-8	0,5-3	0,5-2	0,1-0,8	0,1-0,8	1,5-3	1,5-2	2-5	0,5-2

Compozitia chimica a namolurilor cu continut ridicat de Fe. Analiza mineralogica efectuata pe materialul uscat a indicat urmatoarele prezente majore: magnetit Fe_3O_4; calcit $CaCO_3$; cuart SiO_2, alaturi de limonit $Fe_2O_3.nH_2O$ si de feldspat plagioplaz în cantitate foarte mica.

De asemenea, în namoluri exista si oxizi hidratati sau hidroxizi de Fe, Cu, Zn, Ni, toti amorfi (coloizi).

În vederea depoluarii mediului înconjurator de aceste namoluri care în prezent se arunca, o solutie optima ar fi transformarea acestora în pigmenti, prezenta majoritara a fierului facându-i apti pentru aceasta.

În vederea prelucrarii la pigmenti aceste namoluri se impun a fi prelucrate prin spalare pentru îndepartarea impuritatilor solubile, filtrare, uscare, cernere pentru îndepartarea impuritatilor solide, urmata de calcinare, spalare, filtrare, uscare si macinarea produsilor obtinuti.

solutie de MEDASOL C24 0,1% în cantitate corespunzatoare realizarii unui raport medasol: suspensie namol = 1:7000. Faza solida se impune a se separa de cea lichida pe un filtru presa sau prin centrifugare, când continutul final de umiditate poate ajunge la 45-50%.

Dupa separarea celor doua faze prin filtrare, faza solida se usuca la temperaturi de 105-120^{0}C, se siteaza în vederea îndepartarii impuritatilor solide inerente acestor namoluri - pe platformele industriale, dupa care se supun calcinarii. Cercetarile au demonstrat ca în functie de conditiile de calcinare se obtin diverse compozitii si structuri a pigmentilor rezultati, astfel:

» calcinarea la 600-650^{0}C cu mentinere 2 ore la aceasta temperatura, urmata de racire lenta, duce în final la pigmenti de fier de culoare maro închis, posibil de utilizat în industria maselor plastice si a pielei artificiale;

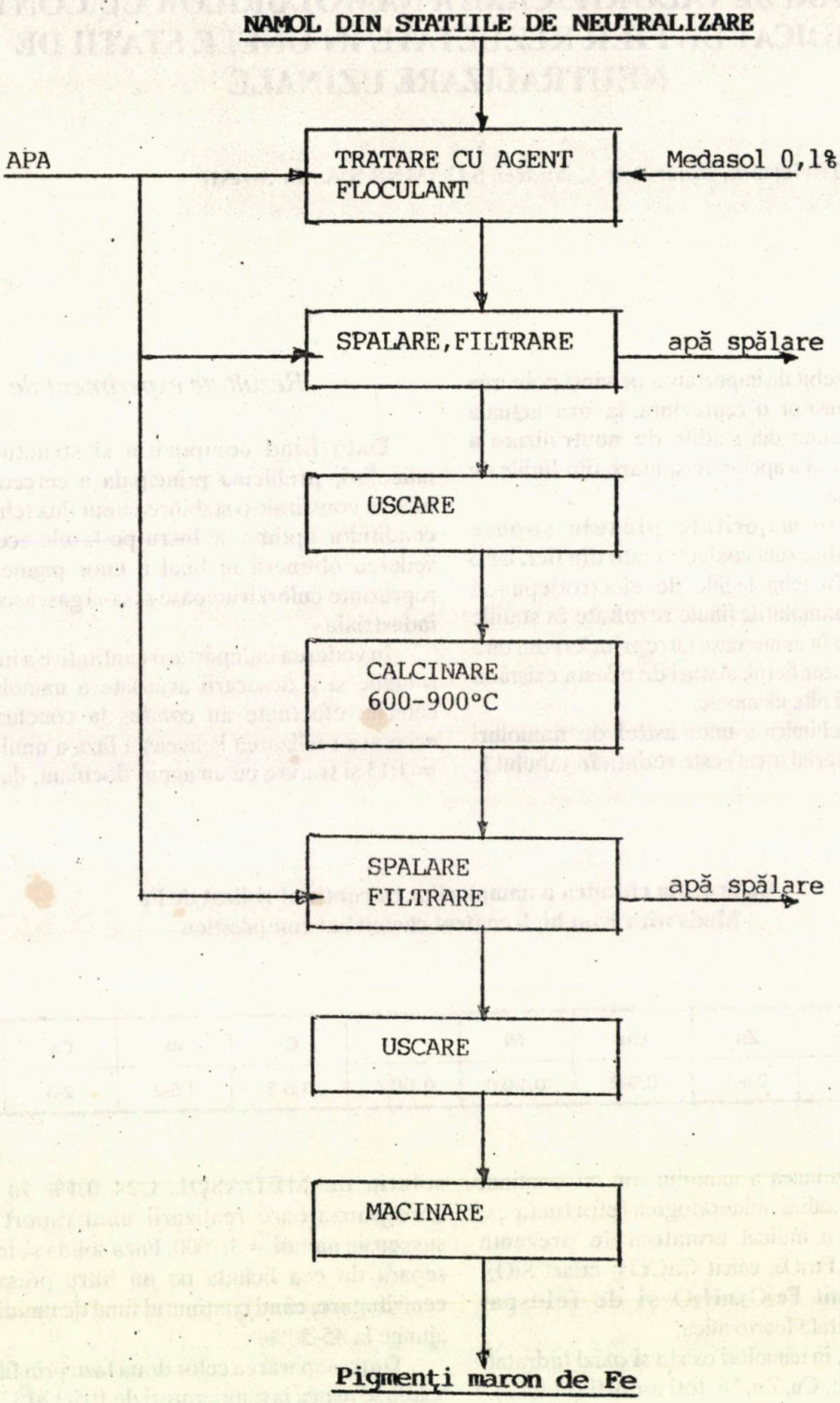


Fig. 1

Fluxul tehnologic de valorificare a namolurilor cu continut ridicat de Fe
Technological flux of the revaluation of the muds with iron high content

» calcinarea la 900^{0}C cu mentinere 2 ore la aceasta temperatura, urmata de racire lenta, duce în final la pigmenti de fier de culoare maro roscat cu largi posibilitati de utilizare - în industria materialelor de constructie, a maselor plastice si a pielariei;

» calcinarea în doua trepte, respectiv 2 ore la 600^{0}C urmata de ridicarea temperaturii la 900^{0}C si mentinere 2 ore la aceasta temperatura urmata de racire lenta la temperatura ambianta, duce la pigmenti de fier de culoare maro deschis, pigmenti cu posibilitati de utilizare în special în industria materialelor ceramice si a refractarelor, acesti pigmenti având o structura speciala.

Faza solida obtinuta dupa calcinare se impune a fi spalata în vederea îndepartarii ionului SO_4^{2-}. Cercetarile au concluzionat ca o buna spalare a pigmentilor implica respectarea urmatoarelor conditii de lucru: raport S:L = 1:4 - 1:5 numarul de trepte de spalare 3, spalare în contracurent cu recircularea apelor de spalare.

Analiza mineralogica efectuata materialelor calcinate, spalate si uscate au indicat urmatoarele prezente:

Materialul calcinat la 600^{0}C - magnetit Fe_3O_4
- cuart SiO_2
- calcit CaO
- plagioplazi de forma $NaAlSiO_8$, $CaAl_2Si_2O_8$
- $ZnFe_2O_4$

Materialul calcinat la 600^{0}C, apoi la 900^{0}C:
- magnetit Fe_3O_4
- cuart SiO_2
- calcit CaO
- oxizi de tip spinel $(Cr, Zn)Fe_2O_4$

Materialul calcinat peste 900^{0}C:
- magnetit Fe_3O_4
- $NiZnFe_2O_4$
- Cu, FeO_2
- SiO_2 si CaO
- $NaAlSi_3O_8$ si $CaAl_2Si_2O_8$

Se observa ca prin calcinare la temperaturi superioare dispar compusii de tip plagioplaz în favoarea compusilor de tip spinel care confera rezistenta la temperatura produsilor obtinuti.

În tabelul 2 este redata analiza chimica a produsilor de calcinare.

Calitatile pigmentare ale acestor produsi au fost stabilite prin testari la diversi beneficiari.

Analiza de distributie granulometrica a produsilor calcinati si sitati, determina cu ajutorul unui microscop mineralogic, a aratat ca dimensiunea particulelor este cuprinsa între 330 si sub 2 microni, iar dimensiunile sunt destul de uniform distribuite în acest interval, cu predominanta numerica a granulelor cu dimensiunile cele mai mici.

Cercetarile efectuate au dus la stabilirea unui flux tehnologic de prelucrare a namolurilor cu continut ridicat de Fe la pigmenti pe baza de Fe, prezentat în figura 1.

Concluzii

Cercetarile de valorificare a namolurilor cu continut ridicat de fier, între 20 si 40%, rezultate în unele statii de neutralizare a solutiilor si apelor de spalare din liniile de acoperiri metalice, au demonstrat posibilitatea obtinerii cu randamente optime a unor pigmenti pe baza de fier de diferite nuante si structuri, în functie de conditiile de lucru, având ca efect reducerea poluarii mediului înconjurator si valorificarea unor deseuri poluante.

Bibliografie

B.I. Ger. East 216 04D (Cl C09 Cl/24) 1984
B.I. SU 1 010 092 (Cl C09 Cl/24) 1983
B.I. Belg. 951 (Cl CO) 1985
C.A. vol. 111(10) 80809u/1989
C.A. vol.109(8) 57480c/1988

Tabelul 2

Compozitia materialului obtinut la calcinarea namolurilor cu continut ridicat de Fe
The obtained material composition at the calcination of the muds with iron high content

-%-

Cond.lucru/component	Fe	SiO_2	Zn	CU	Ni	Cd	Cr	Al
Materialul calcinat la 600°C, 2 ore spalat,uscat	32	11,1	1,1	0,75	0,37	0,46	2,5	1,98
Materialul calcinat la 600°C,2 ore apoi la 900°C 2 ore spalat, uscat	37	12,6	1,33	0,8	0,39	0,49	2,62	2,1

ELEMENTE DE PROIECTARE SI MODERNIZARE A SECTIILOR DE FORJARE IN MATRITA (PARTEA I)

Prof.dr.ing.S.Badea, sef de lucrari ing.N.Ghibian
Conf.dr.ing.E. Cosor, Universitatea "Politehnica" Bucuresti

C.Z.: 621.73.011

O data cu tendinta racordarii economiei românesti la nivelul valorilor mondiale problemele proiectarii sectiilor existente, respectiv a modernizarii celor vechi vor fi permanent în actualitate. Aceasta deriva din faptul ca pretentiile asupra calitatii si cantitatii produselor obtinute în sectoarele primare de fabricatie, cum sunt si cele de forjare în matrita, sunt si vor fi din ce în ce mai mari.

Eficienta productiei de piese matritate poate fi îmbunatatita prin rezolvarea tehnica corespunzatoare a proiectelor liniilor tehnologice si respectiv a sectiilor de forja în general. Astfel productivitatea poate fi îmbunatatita o data cu micsorarea cheltuielilor de productie.

La proiectarea modernizarii se urmaresc: datele practice existente, programul de fabricatie, utilajele si instalatiile necesare, precizarea liniilor tehnologice. Proiectele trebuie sa raspunda urmatoarelor scopuri: sa fie utile pentru diferite serii de fabricatie, sa poata asigura fabricarea pieselor pe grupe sau subgrupe folosind parametri cu valori apropiate sau usor schimbabile.

Din punct de vedere al alegerii corespunzatoare a utilajelor si instalatiilor liniilor tehnologice se face precizarea ca este necesar ca procesul tehnologic de realizare a unui produs sa fie împartit pe faza si operatii.

Toate utilajele liniilor tehnologice se aleg dupa anumite principii.

- *Utilajele trebuie sa asigure o productie de calitate si piese cu dimensiuni în tolerante cât mai reduse si cu consum minim de material*
- *Utilajele sa aiba o functionare cu un minim al consumului de energie, cheltuieli minime de exploatare, punere rapida în functionare si o întretinere usoara*
- *Utilajele sa permita mecanizarea si automatizarea procesului.*

Toate instalatiile liniilor sa asigure securitatea si igiena muncii pentru a crea conditii de mentinere a capacitatii de munca si sanatate a personalului muncitor.

Dezvoltarea din domeniul utilajelor de forjare-matritare este influentata de cresterea necesarului de piese forjate ca rezultat al maririi cerintelor asupra pieselor, a motoarelor, automobilelor si a mijloacelor de investitie, fiind în acelasi timp în concordanta cu dezvoltarea tehnica de pe plan mondial.

In ultima vreme, pe plan mondial s-a dezvoltat foarte mult productia de prese mari pentru matritare care treptat înlocuiesc si ciocanele de matritare. Presele sunt utilaje avantajoase pentru productii de masa sau serie mare a pieselor matritate din oteluri si aliaje neferoase. Matritarea la prese poate decurge succesiv în mai multe posturi amplasate pe masa presei.

Ca metoda înaintata în productia de piese matritate fabricate în serie mare sau în masa este cea de forjare pe linii tehnologice dotate cu utilaje speciale automatizate cum ar fi cele pentru fabricarea ventilelor, supapelor, inelelor de rulmenti, rotilor dintate.

Mai nou, se matriteaza piese la utilaje cu energii ridicate de tip Dynapak ca si la masinile de forjat orbital. Cu acestea se obtin forme complexe si precise chiar din materiale cu plasticitate scazuta si rezistenta mare la deformare.

O influenta deosebita asupra calitatii produselor matritate si în general asupra desfasurarii procesului o au tipul si modul de încalzire a semifabricatelor.

Avantajul succesiunilor tehnologice tipice, elaborate pentru o linie tehnologica tipica, este multilateralitatea. Acest fapt permite ca tehnologia tipica sa corespunda ca tehnologie standard pentru toata ramura productiei de piese matritate.

Pretul pieselor matritate depinde nu numai de deformarea plastica propriu-zisa ci si de încalzire, care trebuie sa corespunda nu numai cerintelor tehnologice ci si celor economice. In general cerintele de baza care hotaresc asupra alegerii încalzirii în vederea forjarii sunt: sa se realizeze un consum mic de energie; sa se efectueze în timp scurt; pierderile prin oxidare sa fie minime; instalatia sa dea posibilitatea controlului si reglarii precise a temperaturii; instalatia sa prezinte inertie mica si durabilitate mare, putând în acelasi timp sa fie intretinuta cu costuri reduse.

In sectiile moderne s-au introdus sporadic cuptoare cu gaz mecanizate, cu propulsarea materialului sau cuptorului rotativ (carusel) precum si încalzirea prin inductie cu frecventa medie si industriala. Arareori se utilizeaza încalzirea electrica în cuptoare si numai exceptional se utilizeaza încalzirea prin rezis-

ten' electrica proprie a semifabricatului. Din toate aceste moduri de încalzire, datorita avantajelor tehnice deosebite, încalzirea prin inductie câstiga teren tot mai mult. Raspândirea larga a acestui mod de încalzire însa este frânata de cheltuieli mari de achizitie, costul ridicat al energiei electrice, universalitatea restrânsa fata de încalzirea în cuptoare. Acestea sunt cauzele principale pentru care cuptoarele ramân înca o buna perioada valabile pentru încalzirea în vederea forjarii.

Dezvoltarea încalzirii pentru forjare în etapa actuala este îndreptata în sensul perfectionarii încalzirii cu gaz respectiv, în sensul micsorarii consumului specific de caldura pe unitatea de greutate a materialului încalzit si în vederea micsorarii pierderilor prin oxidare. Dezvoltarea încalzirii prin inductie se îndreapta spre ridicarea randamentului total de schimb de caldura si spre mecanizarea complexa.

Marirea productivitatii muncii la forjarea în matrita presupune în primul rând rezolvarea prin rationalizare a locurilor de munca. Acest fapt face ca proiectul tehnologic al liniilor tehnologice de fabricatie sa fie abordat ca un tot unitar, luând în seama nu numai elemente de dotare tehnica ci si de organizare, psihologia si fiziologia muncii precum si de optimizare a ambiantei de munca.

O influenta nemijlocita asupra productivitatii muncii o are nivelul temperaturii si umiditatea mediului. Temperatura optima trebuie sa se afle în intervalul 18...22°C la o umiditate relativa de 30...60%, iar nivelul presiunii acustice sa nu depaseasca 75dB.

In cazul productiei de serie a pieselor matritate mai este necesar sa se ia în considerare si coeficientul de utilizare în timp a liniei tehnologice care în afara implicarii factorului uman, poate fi îmbunatatit prin modernizare (mecanizare si automatizare). Resursele ce pot fi semnalate în acest sens sunt:

a - Forjarea simultana si în masa a mai multor piese precum si forjarea succesiva a pieselor mici si mijlocii (piulite, suruburi etc.) din semifabricate lungi debitate. Astfel de tehnologii pot fi executate atât la ciocane cât si la prese orizontale sau verticale.

b - Forjarea pe o linie cu utilaje corelate în lant tehnologic dupa un tact dinainte stabilit. Un rol însemnat în astfel de tehnologii revine încalzirii care se coreleaza cu deformarea plastica în matrita. Metodele de încalzire adecvate unei asemenea tehnologii sunt: încalzirea prin inductie si în cuptoare metalurgice cu sarja propulsata.

c - Schimbarea permanenta si la intervale constante a echipelor de lucru de pe linia tehnologica. Timpul dupa care se face schimbarea trebuie dirijat dupa curba fiziologica a randamentului. Conditia este însa de a avea echipe cu calificare identica iar locul de munca sa fie astfel organizat încât forjorii sa nu se împiedice reciproc. Imbunatatirea indicilor de folosire a utilajelor de deformare sunt dependente de randamentul muncitorilor care au niste limite. Aceste limite depind de solicitarile fiziologice în conditiile date de lucru si mediu (climatizare).

d - Automatizarea transferului semifabricatelor de la un utilaj la altul si în interiorul utilajului, fapt ce duce la ridicarea productivitatii.

Rezolvarea tuturor problemelor semnalate nu este simpla, deoarece este necesar sa se ia în seama influenta temperaturii microclimatului, a intensitatii zgomotelor, a uzurii utilajelor etc. De asemenea,nu poate fi vorba de rezolvari universale deoarece factorii sunt dependenti de forma si marimea pieselor matritate. De exemplu, folosirea generala si organizata a automatizarii transferului de la o faza la alta pe acelasi utilaj se dovedeste a fi limitata întrucât este influentata nefavorabil atât de seria de fabricatie cât si de greutatile tehnice. Exceptie face însa productia de serie mare pentru care unele firme producatoare de utilaje fabrica si accesoriile corespunzatoare dotarii în vederea automatizarii.

Având în vedere particularitatile sectiilor necesare se impune ca modernizarea sa ia în seama partea economica si anume: utilajele principale de fabricatie nu pot fi înlocuite cu altele moderne, iar cele grele cu fundatii mari si scumpe nu pot fi mutate chiar daca se demonstreaza ca modul actual de organizare al locurilor de munca nu corespunde unui proces tehnologic modern.

In aceste conditii, îmbunatatirea conditiilor de fabricatie prin utilizarea unor fonduri financiare minime trebuie facuta dupa o analiza tehnico-economica temeinica pe urmatorele probleme:

a - toate instalatiile existente pentru mecanizare sa fie valorificate potrivit posibilitatilor din toate punctele de vedere. Aceasta înseamna sa se atinga scopul pentru care ele au fost create, adica sa fie utilizate la depozitare, debitare, control, expeditie etc;

b - îmbunatatirea conditiilor igienice de munca, securitate a muncii si conditiile climatice în principal în acele forje unde se manifesta o influenta nefavorabila a respiratiei asupra randamentului operatorilor;

c - utilajele de deformare prea îmbatrânite moral si fizic precum si cuptoarele la care executia altor reparatii nu ar fi rentabile sa fie eliminate si înlocuite cu unitati moderne;

d - sa fie puse în practica noi forme de organizare, planificare si conducere a fabricatiei care sa asigure o dezvoltare

tehnico- economica constienta a fabricarii de piese forjate.

Din datele prezentate în literatura de specialitate si experienta acumulata în domeniul organizarii proceselor tehnologice pot fi sintetizate sub forma grafica unele solutii care s-au dovedit a fi eficiente. Desigur ca acestea nu pot fi luate ca unicat, modul de amplasare a utilajelor depinzând de o serie de factori printre care unul este spatiul avut la dispozitie, iar al doilea încadrarea fluxului tehnologic în fluxul general al sectiei.

In figura 1 se prezinta o organizare longitudunala a unui agregat de matritare cu presa verticala si valt de forjare corespunzatoare fabricarii pieselor alungite obtinute prin prematritarea semifabricatelor. Din schema rezulta faptul ca amplasarea poate fi specifica unor hale cu deschideri mai reduse.

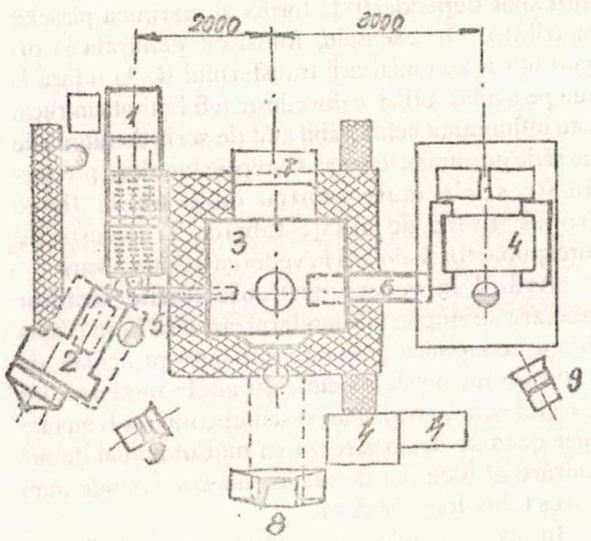


Fig. 1

Agregat de forjare în matrita la presa de 16000 kN: 1 - instalatie de încalzire prin inductie; 2 - valt de forjare; 3 - presa de matritare de 16000 kN; 4 - presa de debavurare; 5 - transportor gravitational; 6 - transportor cu plasa de sârma; 7 - instalatie pneumatica de lubrifiere; 8 - filtre cu instalatie de aspiratie; 9 - ventilator de recirculare a aerului din mediu
Press matrix forging plant of 1600 KN: 1-induction heating installation; 2-forging roli(er); 3-matrix press-1600 KN; 4- deburring press;.5-gravity conveyer; 6-wire gauze conveyer; 7-pneumatic lubricating installation; 8-filters with absorption installation; 9-fan with air recirculation

Daca halele au deschideri mari atunci se poate organiza un flux transversal (fig.2) cu alimentarea semifabricatelor si evacuarea pieselor matritate pe cai principale.

O linie tehnologica cu presa verticala cu excentric de 1600KN corespunde matritarii în serie mare a pieselor de rotatie (fig.3). Presa de forjare poate fi dotata si cu instalatii automate de transfer a semifabricatelor în zona de lucru unde se pot realiza matritari din doua operatii (pregatitoare-finala) si debavurare.

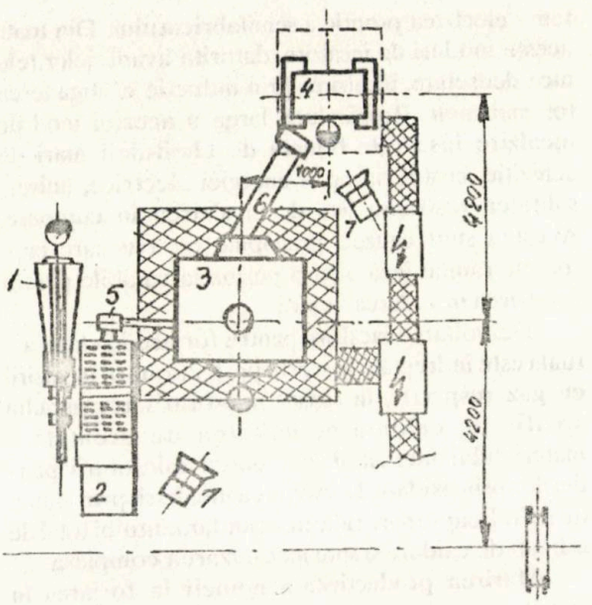


Fig. 2

Agregat de forjare în matrita la presa de 16000 kN: 1 - instalatie automata de alimentare a inductoarelor; 2 - instalatie de incalzire prin inductie; 3 - presa de matritare; 4 - presa de debavurare; 5 - transportor gravitational; 6 - transportor cu plasa de sârma; 7 - ventilator de recirculare a aerului din mediu
Press matrix forging plant of 1600 KN: 1-automatic inductors feeding installation; 2-induction heating installation; 3-matrix press; 4-deburring press; 5-gravity conveyer; 6-wire gauze conveyer; 7-fan with air recirculation

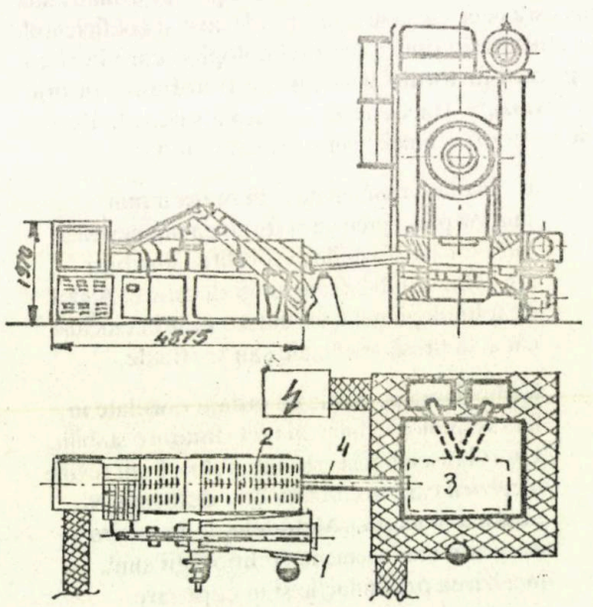


Fig. 3

Agregat de forjare în matrita la presa de 16000 kN: 1 - instalatie automata de alimentare a inductorului cu semifabricate; 2 - instalatie de încalzire prin inductie; 3 - presa de matritare; 4 - transportor
Press matrix forging plant of 1600 KN: 1-automatic inductor feeded with semi-manufactured products installation; 2-induction heating installation; 3-matrix press; 4-conveyer

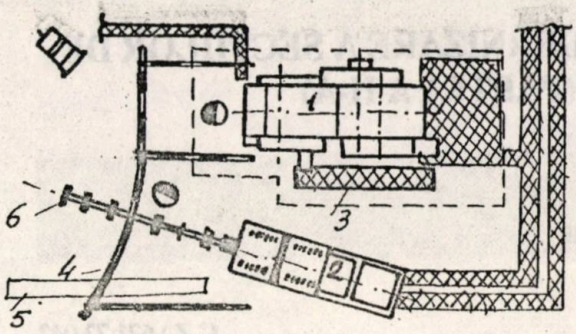


Fig. 4

Agregat de forjare la MFO de 4000 kN: 1 - masina de forjat orizontal; 2 - instalatie de încalzire prin inductie; 3 - transportor de piese; 4 - monosina suspendata; 5 - loc pentru depozitarea semifabricatelor; 6 - manipulator suspendat pe monosina
Forging plant at MFO of 4000 KN: 1-horizontal forging machine; 2-induction heating installation; 3-matrix press; 4-conveyer

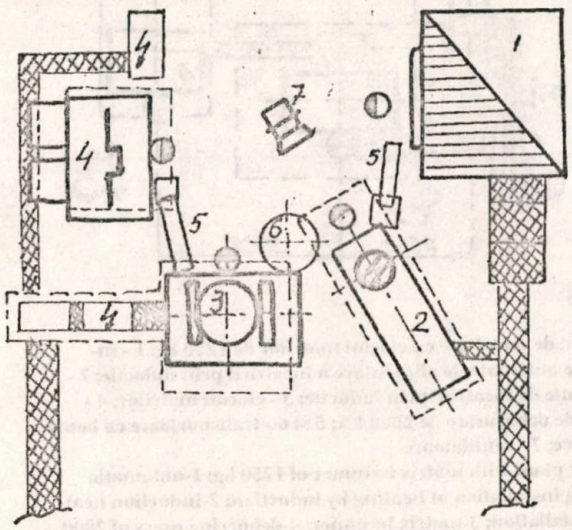


Fig. 5

Agregat de forjare la o presa cu frictiune de 4000 kN: 1 - cuptor cu gaz cu suprafata vetrei 1,5x0,5 m^2; 2 - ciocan autocompresor de 100 kg; 3 - presa cu frictiune de 4000 kN; 4 - presa de debavurare; 5 - transportor gravitational; 6 - masa rotativa; 7 - ventilator
Forging plant at a 4000 KN - press with friction: 1-gas furnace with the hearth surface 1,5 x 0,5 m^2; 2- autocompression hammer of 100 kg; 3-press with friction of 4000 KN; 4-deburring press; 5-gravity conveyer; 6-rotary table; 7-fan

In figura 4 se prezinta un agregat pentru forjarea inelelor sau a altor piese de revolutie. Dintr-un cald aplicat barei laminate se pot executa 3...8 piese printre care si unele de tipul celor cu flansa intermediara.

Unele prese cu frictiune sunt dotate cu instalatie de programare a energiei de deformare în mai multe trepte. Acest lucru are o importanta deosebita pentru matritarea de precizie. Comanda preselor se executa hidraulico-electric iar matritarea se efectueaza într-un singur locas. O varianta de linie tehnologica cu o astfel de presa se prezinta în figura 5.

Când presa de forjare este hidraulica si cu frictiune, agregatul de forjare se organizeaza cu flux longitudinal. Pentru ca randamentul forjarii sa fie maxim, pe linia tehnologica se pot monta doar instalatii de încalzire prin inductie (fig.6).

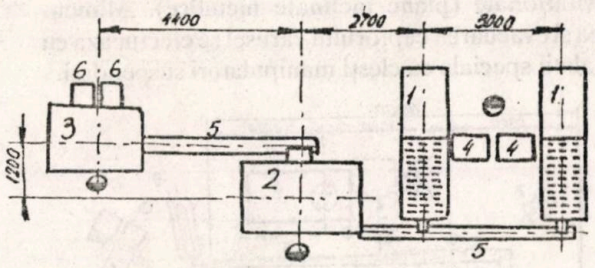


Fig. 6

Agregat de matritare cu presa hidraulica de 2500 kN: 1 - instalatie de încalzire prin inductie; 2 - presa hidraulica; 3 - presa de debavurare; 4 - conteinere; 5 - transportoare cu plasa de sârma; 6 - conteinere pentru piese si bavuri
Matrix plant with hydraulic press of 2500 KN: 1-induction heating plant; 2-hydraulic press; 3-deburring press; 4- containers; 5-wire gauze conveyers; 6-containers with pieces and deburrs

Transferul semifabricatelor încalzite prin inductie se realizeaza cu transportor cu plasa de sârma si gravitationale. Aceeasi solutie se aplica si transferului pieselor matritate la debavurare.

REVISTA REVISTELOR

Fonderie Fondeur d'aujourd'hui, *Franta, 1994, nr.133*

- *Intâlniri în cadrul CTIF în anul 1994, p.10*
- *Aplicarea filtrarii cu filtre din spuma ceramica la piese turnate din otel, p.12*
- *Constituenti metalurgici în aliajele pe baza de stibiu tip A-S7GR, p.17*
- *Sensibilitatea rezultatelor simularii solidificarii la variatia caracteristicilor termice, p.27*
- *Carti nou aparute, p.47*

ELEMENTE DE PROIECTARE SI MODERNIZARE A SECTIILOR DE FORJARE ÎN MATRITA (PARTEA A II-A)

Prof.dr.ing.S.Badea, sef de lucrari ing.N.Ghiban
Conf.dr.ing.E. Cosor, Universitatea "Politehnica" Bucuresti

C.Z.: 621.73.043

Varianta agregatului din figura 7 prezinta o presa de 25000KN cu încalzirea în cuptor tip carusel cu gaz metan. Pe linia tehnologica se afla amplasat si un ciocan autocompresor pentru preforjarea pieselor mai complexe. Transferul interutilaje se realizeaza cu transportoare cu banda de sârma si cu transportoare gravitationale (plane înclinate metalice). Alimentarea si evacuarea cuptorului carusel se efectueaza cu instalatii speciale cu clesti manipulatori suspendati.

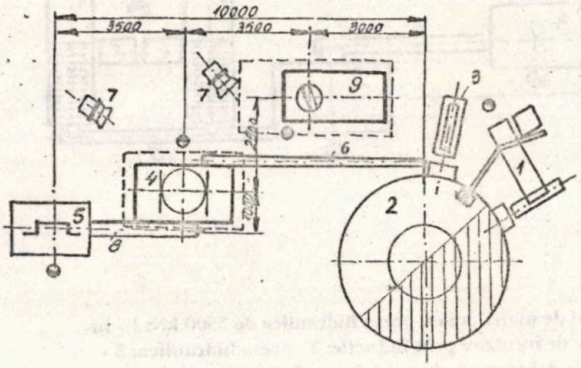


Fig. 7

Agregat de matritare la presa cu frictiune de 2500 kN: 1 - instalatie automata de alimentare cu semifabricate; 2 - cuptor Carusel; 3 - instalatie automata de evacuare; 4 - presa cu frictiune hidraulica; 5 - presa de debavurare; 6 si 8 - transportoare cu banda din plasa de sârma; 7 - ventilatoare; 9 - ciocan autocompresor de 400 kg
Matrix plant at press with friction of 2500 KN: 1-automatic feeding installation with semi-manufactured products; 2-furnace; 3- automatic evacuation installation; 4-press with hydraulic friction; 5-deburring press; 6 and 8-wire gauze conveyers; 7- fans; 9-autocompression hammer of 400 kg

Organizarea în linie longitudinala fata de axa halei, a fluxului tehnologic se preteaza pentru matritarea cu operatii multiple (fig. 8) si succesive. Încalzirea în acest caz se poate realiza într-o instalatie cu inductie cu mijloc automat de alimentare. Atât alimentarea liniei cu semifabricate cât si evacuarea pieselor si a bavurilor se face pe partea opusa spatiilor de deservire a operatorilor, unde se afla calea principala de acces si transport cu electrocare.

Alte variante posibile de linii tehnologice sunt cele cu ciocan matritor (fig. 9) folosit pentru matritarea pieselor mai complexe care se obtin în locasuri multiple, si cea cu ciocanul fara sabota or-

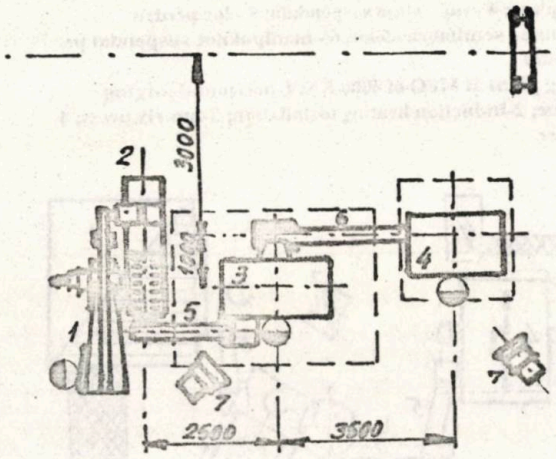


Fig. 8

Agregat de matritare cu ciocan matritor de 1250 kg: 1 - instalatie automata de alimentare a încalzirii prin inductie; 2 - instalatie de încalzire prin inductie; 3 - ciocan matritor; 4 - presa de debavurare de 2000 kN; 5 si 6 - transportoare cu benzi metalice; 7 - ventilatoare
Matrix plant with matrix hammer of 1250 kg: 1-automatic feeding installation of heating by induction; 2-induction heating installation; 3-matrix hammer; 4-deburring press of 2000 KN; 5 and 6-conveyers with metallic strips; 7-funs

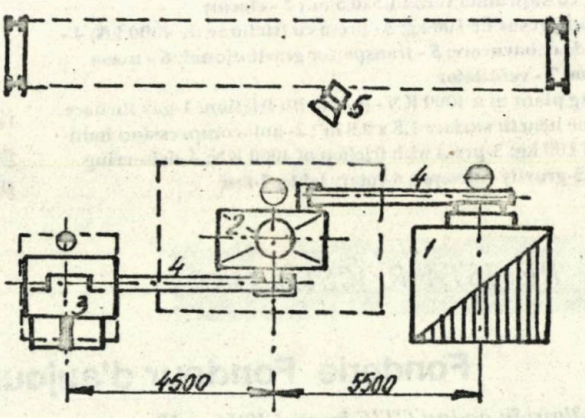


Fig. 9

Agregat de matritare cu ciocan matritor de 1000 kg: 1 - cuptor cu vatra fixa cu 1,5x0,5 m^2; 2 - ciocan matritor; 3 - presa de debavurare de 2000 kN; 4 - transportor cu plasa de sârma; 5 - ventilator
Matrix plant with matrix hammer of 1000 kg: 1-furnace with fixed heart with 1,5 x 0,5 m^2; 2-matrix hammer; 3-deburring press of 2000 KN; 4-wire gauze conveyer; 5-funs

ganizat în flux transversal (fig. 10). Preforjarea poate fi efectuata la un ciocan cu abur-aer cu o coloana iar debavurarea la o presa cu excentric. Pe liniile tehnologice mai poate fi prevazuta si câte o instalatie de absorbtie a gazelor daunatoare ce provin prin arderea lubrifiantului folosit la matritarea pe ciocan. Aceasta este amplasata în partea din spate a ciocanului, partea dinspre ciocan fiind izolata cu sticla refractara. Tubulatura instalatiei este plasata în canalele din subsolul suprafetei, teava colectoare fiind dirijata în afara

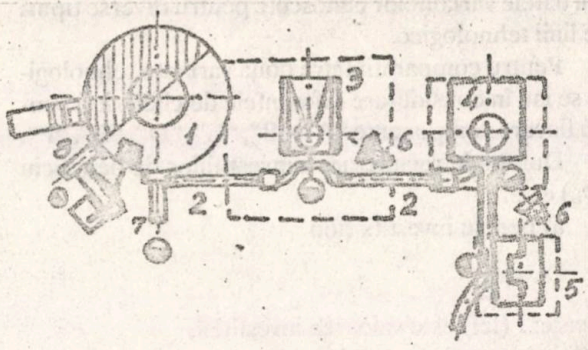


Fig. 10

Agregat de matritare cu ciocan cu contralovitura de 1600 daNm: 1 - cuptor Carusel; 2 - transportor cu banda mecanica; 3 - ciocan cu abur-aer de 1600 kg; 4 - ciocan cu contralovitura; 5 - presa de debavurare de 8000 kN; 6 - ventilator; 7 - instalatie de evacuare a semifabricatelor din cuptor; 8 - instalatie de alimentare a cuptorului cu semifabricate
Matrix plant with hammer constrast riking of 1600 daNm: 1-furnace; 2-metallic strip conveyer; 3-hammer with steam- air of 1600 kg; 4-hammer with constrast riking; 5-deburring press of 8000 KN; 6-fun; 7-evacuation plant of semi-manufactured products of the furnace;8-feeding installation of the furnace with semi-manufactured products

cladirii. Transferul semifabricatelor între utilaje se executa cu transportoare cu banda metalica. Pentru ridicarea sau manipularea semifabricatelor grele se utilizeaza ciesti suspendati pe sine.

În figura 11 se prezinta o presa cu ajutorul careia se pot forja automat inele pâna la ∅120 mm, cu greutatea de pâna la 3 kg. Piesele se forjeaza în matrita închisa prin operatii succesive, în numar de pâna la patru. Pentru încalzire se utilizeaza inductia. Depozitarea semifabricatelor se face în bene iar din acestea alimentarea masinii se realizeaza automat. Toate instalatiile lucreaza în tactul presei automate. Pentru încalzire poate fi utilizata si metoda rezistentei electrice proprii a materialului. Piesele si eventual bavurile se elimina pe un transportor si apoi în bene. Întreaga linie tehnologica este deservita de doi operatori: unul urmareste functionarea presei iar al doilea controleaza încalzirea si alimentarea instalatiei de inductie.

O influenta importanta asupra utilizarii la maxim a fondului de timp a agregatului o are seria de fabricatie si reglarea executata asupra utilajelor. Reglarea parametrilor functionali si a utilajului trebuie efectuata de operatori cu înalta calificare.

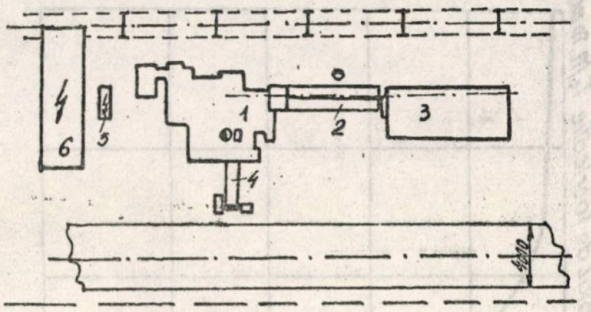


Fig. 11

Plan de amplasare a agregatului automat de forjare: 1 - presa de forjare; 2 - instalatie de încalzire prin inductie; 3 - instalatie de depozitare a semifabricatelor cu dispozitiv de evacuare; 4 - transportor de evacuare a pieselor si bavurilor; 5 - statie de distributie a aerului comprimat si lubrifiantului; 6 - tablou de comanda
Place plane of the automatic forging plant: 1-forging press; 2-induction heating installation; 3-semi-manufactured products storage installation with evacuation device; 4-pieces and deburrs evacuation conveyer; 5-compressed air and lubricant distribution station; 6-swich board

Prin abordarea stiintifica a organizarii procesului de productie rezultatele economice vor fi favorabile, acestea reflectându-se în special asupra cheltuielilor de productie si a productivitatii muncii (fig.12). De

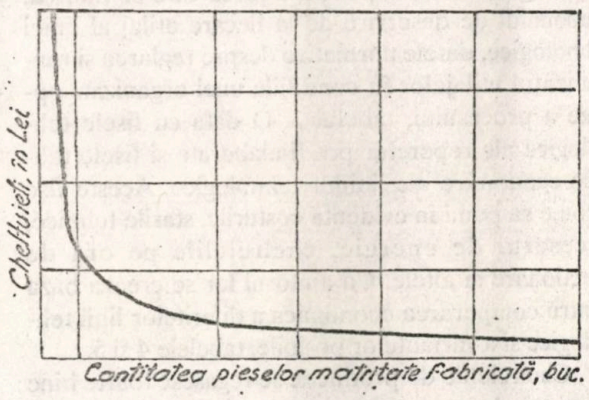


Fig. 12

Corelatia dintre cheltuielile cu sculele si seria de fabricatie
The correlation between the tools expenses and the fabrication serie

asemenea, privind productivitatea trebuie specificat ca timpul total de fabricatie (inclusiv timpul de pregatire a fabricatiei), corespunzator unui singur produs, scade numai daca în procesul de productie se executa un numar mai mare de piese (fig.13).

În vederea unei pregatiri temeinice corespunzatoare a programelor de productie defalcate pe sortimente de produse carora sa li se evidentieze cu usurinta indicatorii tehnico- economici specifici, folosind chiar si tehnica moderna de calcul si programare, este necesar sa se accepte un concept cu clasificarea pieselor care se pot obtine prin matritare. În tabelul 1 se propune un clasificator care încorporeaza piesele pe grupe de forma. Este vorba de piesele specifice constructiilor de masini care de

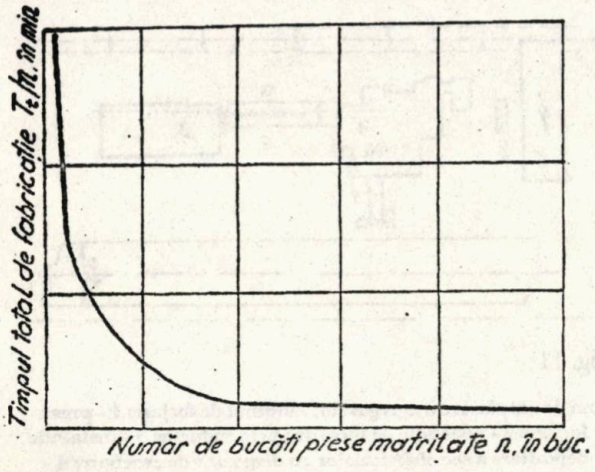


Fig. 13

Dependenta dintre timpul total de fabricatie si de seria de fabricatie
The dependence between the fabrication total time and the fabrication serie

obicei sunt produse de serie. O data cu acest clasificator se prezinta si un formular tip care sa includa programul de fabricatie al unui agregat de forjare în matrita, tabelul 2, precum si un exemplu de fisa tehnologica pentru un reper, care contine datele tehnologice de baza pentru o piesa care se fabrica, personalul de deservire de la fiecare utilaj al liniei tehnologice, datele normative despre reglarea si randamentul utilajelor în conditiile unei organizari optime a procesului, tabelul 3. O data cu fisele tehnologice ale reperelor pot fi elaborate si fisele tehnico-economice ale liniilor tehnologice. Aceste fise trebuie sa puna în evidenta costurile, starile tehnice, necesarul de energie, cheltuielile pe ora de functionare si altele. Cu ajutorul lor se creaza baza pentru compararea economica a diferitelor linii tehnologice si a variantelor posibile, tabelele 4 si 5.

Cheltuielile de productie se regasesc foarte bine în pretul de cost, pret care reprezinta obiecte ale muncii consumate în procesul de fabricatie + cheltuielile cu forta de munca, facute de o anumita unitate economica.

Pretul de cost se compune din:

P.C. = A+B+C+D+E+F, în care:

A - cheltuieli pentru materii prime si materiale, din care se scade valoarea materialelor refolosibile;

$A + C_{spA}.P_A$, unde C_{cp} - consumul specific;

p - pretul de revenire (pret de cumparare + cheltuieli unitare de transport de la furnizor);

B - cheltuieli pentru combustibil si energie tehnologica;

$B = C_{spB}.P_B$,

C - cheltuieli de manopera (salarii pentru muncitori + CAS + AS)

As - ajutor de somaj

D - amortizarea utilajului:

$$D = \frac{VxN}{C_p} \text{(lei/unitate produs)}$$

în care: V - valoarea utilajului (lei);

N - cota medie de amortizare anuala (%);

C_p - capacitatea anuala de productie (nr. produs/an);

E - cheltuieli cu întretinerea si exploatarea utilajului;

E = (0,4...0,7) D

F - cheltuieli generale (de regie).

În tabelul 6 se prezinta indicatorii tehnico-economici cei mai importanti pentru fabricarea pieselor matritate pe linii tehnologice. Valorile pot fi calculate pentru instalatii, tehnologii si randamente din datele variantelor cunoscute pentru diverse tipuri de linii tehnologice.

Pentru comparatii între doua variante tehnologice se iau în considerare diferentele de cheltuieli pentru fiecare componente "A", "B", "C", "D", "E", "F".

Durata de recuperare a investitiilor de beneficiu (D_b) este:

a) pentru investitii noi:

$$D_b = \frac{I}{B}$$

în care: I (lei) este valoarea investitiei,

B (lei/an) este beneficiul anual prevazut.

b) pentru modernizarea, reutilizarea sau dezvoltarea unei unitati economice existente:

$$D_{\Delta b} = \frac{I}{B - B_0}$$

în care: I (Lei) este valoarea investitiei,

B (lei/an) este beneficiul anual scontat,

B_0 (lei/an) este beneficiul anual înainte de modernizare, reutilizare sau dezvoltare.

Coeficientul eficientei economice este:

$$\varepsilon = \frac{I}{D_b};\ \varepsilon = \frac{1}{D_{\Delta b}}$$

Concluzii

Matritarea este tehnologia care da efect maxim asupra reducerii efortului si economiei de material în cazul seriilor mari si de masa a productiei. Se asteapta sa apara schimbari în structura constructiilor de masini si alte dezvoltari în câteva ramuri de productie cum ar fi cea a autoturismelor, masinilor de transport, industriei de consum s.a. Acestea vor impune noi cerinte atât asupra cantitatii cât si calitatii precum si preciziei pieselor matritate.

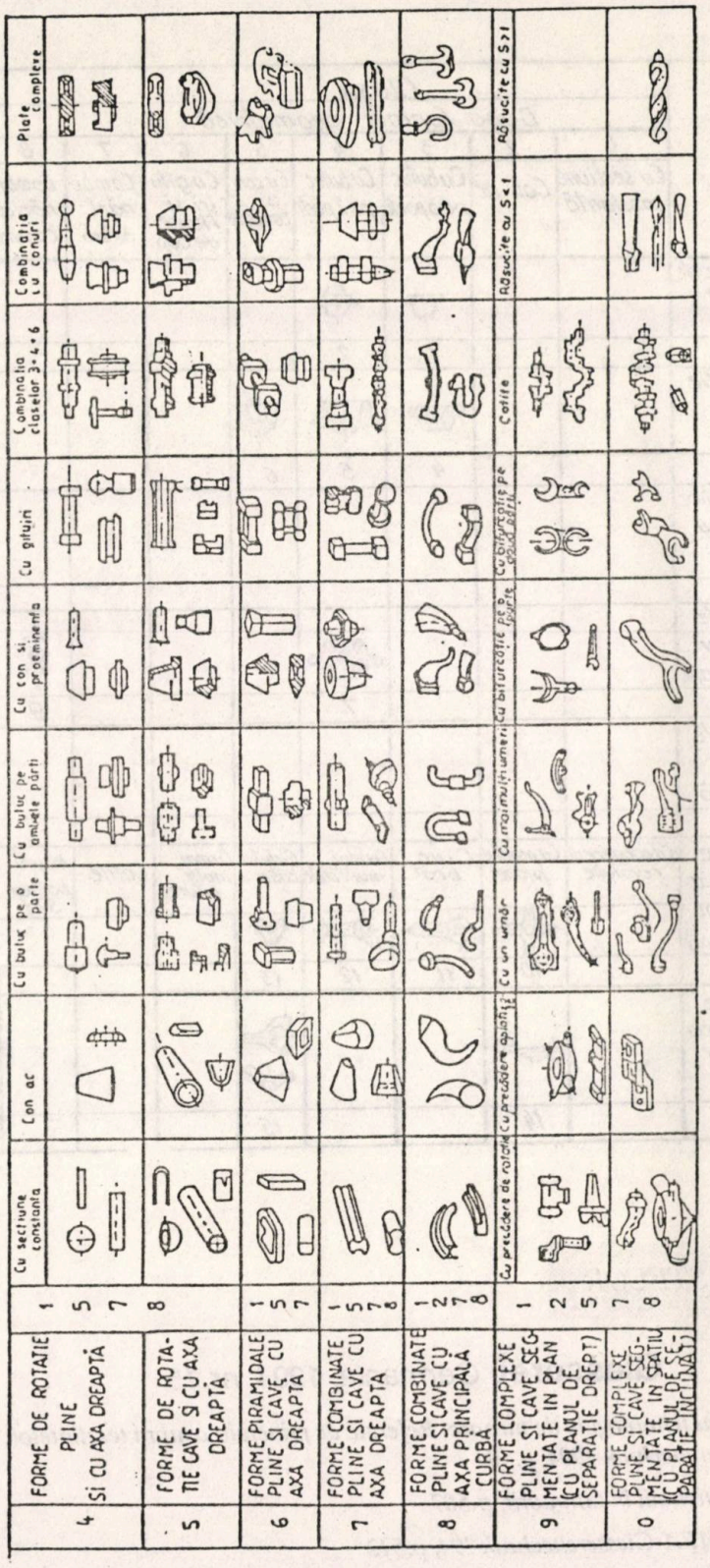
Este deci necesar sa se utilizeze actuala dotare iar investitiile care se fac sa fie îndreptate în sensul modernizarii vechilor forje cât si în directia constructiei noilor capacitati acordând atentie elementelor care sa duca la o eficienta maxima în modul cel mai rational.

În scopurile propuse îsi dau concursul modelele proiectelor liniilor de forjare în diverse alternative, care sunt prevazute pentru o eficienta tehnico-economica maxima.

Orice modificare înseamna corelarea tehnologiei cu posibilitatile utilajului si componenta liniei tehnologice de forjare.

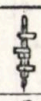
Tabelul 1

Clasificarea pieselor care se obtin prin deformare volumetrica (matritare)
Pieces clasification which are obtained by volumetric deformation (matrix)



Tabelul 2

Programul de fabricatie al agregatului .....
The plants fabrication programme .....

Forme geometrice de bază	Clasa după forma geometrică								
	1	2	3	4	5	6	7	8	9
	Cu secțiune constantă	Con-ac	Cubitoc pe o parte	Cubitoc pe 2 părți	Cu con și cavități	Cu gîturi și flanșe de cap	Combinări 3+4+6	Combinări cu conuri	Plane complexe
4 Forme pline de rotație cu axa dreaptă									
Nr. piesei			1	2					3
5 Forme de rotație cu cavități și axa dreaptă									
Nr. piesei			4	5	6				
6 Forme prismatice pline și cave cu axa dreaptă									
Nr. piesei									
7 Forme combinate pline și cave cu axa princip. dreaptă									
Nr. piesei				7				8	
8 Forme combinate pline și cave cu axa princip. curbă									
Nr. piesei									9
9 Forme complexe pline și cave variabile în plan (cu pl. de separație drept)	Cu pandere de revoluție	Cu pandere plane	Cu un braț	Cu mai multe brațe	Cubikurcalie	Cu mai multe bifurc.	Cotile	Înșurubate cu S<1	Înșurubate cu S>1
Nr. piesei		10	11	12	13				
0 Forme complexe pline și cave variabile volumic (cu pl. de sep. frînt)									
Nr. piesei		14			15				

REVISTA REVISTELOR

Giesserei, Germania, 1994, nr.15

- *Sanse bune de viitor pentru tehnologiile de turnare. Referate de principiu asupra tendintelor, de la deschiderea congresului GIFA- Giessereitechnik 1994, p.501*
- *GIFA-'94-Organizarea activitatii în turnatorii, p.507*
- *Congresul international GIFA-Giessereitechnik-'94, p.512*
- *Intrunirea anuala 1994 a Comitetului international a asociatiilor tehnice pentru turnatorii CIATF, p.524*
- *Intrunirea a 85-a a membrilor Uniunii turnatorilor germani (VDG), p.525*
- *Informatii tehnice, p.6 si 12*
- *Informatii economice, p.530*

Tabelul 3

Fisa tehnologica a reperului .....
Technological slip of the guide mark

Desenul piesei matritate.	Date tehnologice		Componenta agregatului	
	Semifa. Calitate		Utilaj	Nr.
	Dimensiuni			
	Greutate			
	Greutate piesăm.			
	Greutate bavura			
	Arderi			
	Temp. forjare		Total	

Nr. oper.	Denumirea instalatiilor si operatiilor	Timp, min	Muncitori Nr.	Muncitori Categ.	Retributia Lei	Randament	Obs.
1	2	3	4	5	6	7	8
1	Agregatul de forjare						
	– Reglarea agregatului în timpul forjării	.....					
	1. Schimbarea inductorului si reglaje	.....					
	2. Schimbarea sculelor inclusiv reglaje	.....					
	– Reglarea agregatului la uzarea sculelor	....					
	1. Schimbarea sculelor	....					
	2. Reglarea utilajelor	....					
2	Instalatia de încălzire						
	1 Alimentarea cu semifabricate	....					
	2 Controlul parametrilor de încălz.	....					
3	Utilaj de prematritare						
	Prematritarea	....					
4	Utilaj de debavurare						
	1. Debavurare si perforare	....					
	2. Indreptare	....					
	3. Calibrare	....					
5	Utilaj de matritare						
	1. Operatii de prematritare	...					
	2. Matritare finală	...					

REVISTA REVISTELOR

ISIJ International, *Japonia, 1994, nr.7*

- *Cinetica si mecanismele reoxidarii presatelor din fier redus proaspat, p.541*
- *Topirea sarjelor de Fe-S-O cu carbon solid, p.548*
- *Reducerea cu hidrogen a pulberii de oxid de fier lichid în sisteme cu conveior în gaz, p.555*
- *Noua metoda de analiza a structurii porozitatii masei sinterizate pentru evaluarea permeabilitatii, p.562*
- *Diagrama elaborarii fontei pe baza de 100% oxigen de proces si injectie de gaze reducatoare calde, p.570*
- *Influenta tratarii cu calciu asupra incluziunilor de sulfuri si oxizi în otelul turnat continuu din otel curat - structura dendritica si incluziunile, p.574*
- *Modelarea matematica a fenomenelor de transport la turnarea continua a otelului, p.584*
- *Principiile de proiectare a pulberii de turnare pentru turnarea continua rapida, p.593*
- *Efectul pregatirii suprafetei asupra comportarii la oxidare la temperaturi ridicate a otelului inox AISI 316, p.599*
- *Corectarea efectelor recristalizarii statice si metodinamice pe timpul simularii în laborator a laminarii sârmei, p.607*

Tabelul 4

Fisa tehnico-economica a agregatului de matritare .....
Techno-economical slip of the matrix plant .....

Nr. crt.	Denumirea indicatorului	U.M.	Sebitoare	Incălzire	Inst. de transport	Prefierbere	Matritare	Debavurare	Calibrare	Sumo
1	Marcarea utilajului	-								
2	Tipul utilajului	-								
3	Categoria utilajului	-								
4	Producătorul utilajului	-								
5	Nr. de inventar a utilajului	-								
6	Nr. de clasificare a utilajului	-								
7	Masa utilajului	Kg								
8	Anul de fabricatie a utilajului	Anul								
9	Starea tehnică a utilajului	%								
10	Durabilitatea utilajului	Anul								
11	Valoarea de achizitie	Lei								
12	Amortizarea anuală	%, Lei								
13	Valoarea rămasă amortizare	Lei								
14	Indepărtarea din valoarea rămasă	%, Lei								
15	Complexitatea utilajului	-								
16	Fondul efectiv de timp	h/an								
17	Staționare pentru reparatii	h/an								
18	Staționare din alte cauze	h/an								
19	Coeficient de utilizare	-								
20	Puterea electrică instalată	Kw								
21	Necesități: Energie electrică pt. motoare	Kwh/h								
22	Energie electrică pt iluminare	Kwh/h								
23	Aer comprimat	m³/h								
24	Gaz natural	m³/h								
25	Apă	m³/h								

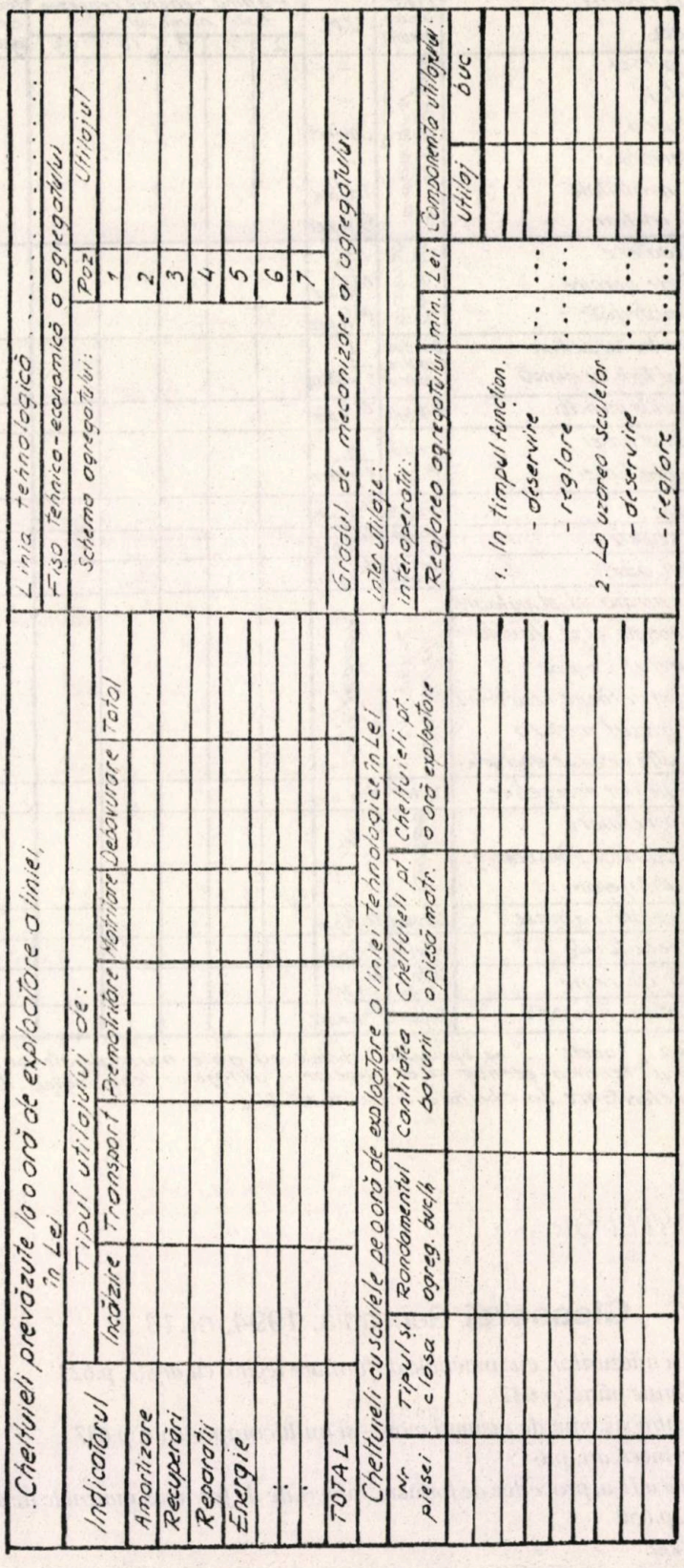
REVISTA REVISTELOR

Giesserei, *Germania, 1994, nr.17*

- *Executarea rapida a prototipurilor în industria turnatoriei ("GIFA-'94"), p.567*
- *"Gifa '94". Calcularea proceselor din turnatorii cu utilizarea calculatorului. Constructia si productia asistata de calculator în turnatorie, p.571*
- *"GIFA '94". Tehnici cu utilizarea calculatoarelor în constructia de modele si în formare, p.576*
- *"GIFA '94". Inteligenta artificiala în turnatorie (sisteme expert), p.578*
- *"GIFA '94". Executia formelor si miezurilor cu materiale de formare legate chimic, p.580*
- *"GIFA '94". Utilaje si echipamente pentru instalatiile de topire si turnare din turnatorii de fonta si otel, prezentate la "Forumul international de tehnologie", p.592*
- *"GIFA 94". Confectionarea modelelor si constructia formelor, p.602*
- *Sinteza bibliografica (31). Cubilouri, p.605*
- *Informatii economice, p.616*
- *Informatii tehnice scurte, p.17*

Tabelul 5

Fisa tehnico-economica a liniei tehnologice .....
Techno-economical slip of the technologic line .....



Tabelul 6

Indicatori tehnico-economici ai liniei tehnologice .....
Techno-economical indicators of the technologic line .....

Nr. crt.	Indicatorul. Denumirea	Tipul indicatorului	U.M.	Pentru reperul reprezentativ numărul: 2	7	8	10	13	Tabele cu date ajutăt.	Obs.
1	Denumirea piesei	Evidenta de bază a datelor si piesei	—							
2	Nr. desenului		—							
3	Complexitatea		Clasificat.							
4	Calitatea materialului		—							
5	Greut. piesei matritate		Kg/buc							
6	Greut. semif. initial		Kg/1t.piesă							
7	Indicele de scoatere	Cheltuieli materiale	%							
8	Costul semif. de pornire		lei/1t.mat							
9	Costul piesei matrițate		lei/1t.p.m.							
10	Necesarul muncitorilor pe linie	Conducerea si reglarea pr.	h / t.piesă m							
11	Necesarul total al forței de muncă									
12	Cheltuieli cu salariile muncit.	Retributii	lei/t.p.m							
13	Timpul de funct. al liniei	Fond de timp	h / t.piesă m							
14	Timpul de deserv. al liniei									
15	Salariile totale	Retributie	lei/t.p.m							
16	Cheltuieli cu sculele	Consum scule	lei/t.p.m							
17	Cheltuieli cu mat. aux.	Consum materiale	lei/t.p.m.							
18	Cheltuieli cu energia el. pt. motoare	Cheltuieli energetice	lei/t.piesă matr.							
19	Cheltuieli cu energia el. pt. iluminare									
20	Cheltuieli cu aerul compr.									
21	Cheltuieli cu apa de răcire recirculată									
22	Cheltuieli cu gazul metan									
23	Cheltuieli cu alte resurse energetice									
24	Totalul cheltuielilor energetice	Cheltuieli	lei/t.p.m							
25	Reparatii si întretinere	Amortizare	lei / t.p.m							
26	Amortizarea clădirilor si inst. energ.									
27	Amortizarea utilajelor									
28	Extrageri din valori rămase	Extrageri	lei/t.p.m							
29	Cheltuieli cu rebuturile	Rebuturi	lei/t.p.m							
30	Alte cheltuieli de regie	Alte regii	lei/t.p.m							
31	Cheltuieli totale proprii	Cheltuieli	lei/t.p.m							

Notă: In rubrica „Tabele ..." se specifică tabelele cu date normalizate privind indicatorii tehnico-economici ai pieselor si utilajelor tehnologice. Deasemenea tabelele referitoare la cheltuielile cu investitiile.

REVISTA REVISTELOR

Giesserei, *Germania, 1994, nr.18*

- *Confectionarea formelor si miezurilor, cu materiale de formare legate cu argila, p.623*
- *Procedeul de turnare cu forme pline, p.632*
- *Instalatii de regenerare pentru sisteme de nisipuri mono- si multicomponente, p.637*
- *Tehnici de masurare si de încercari, p.645*
- *Sinteza bibliografica-partea a II-a, procedee de formare, materiale de formare, materiale de acoperire, procedee de turnare cu forme pline, p.650*
- *Informatii economice, p.660*
- *Informatii tehnice scurte, p.11*

CERCETARI ASUPRA PRELUCRABILITATII PRIN ASCHIERE A OTELURILOR ALIATE DE ÎMBUNATATIRE

Conf.dr.ing.C.Ionescu, ing.Mihaela Pana Universitatea "Politehnica" Bucuresti

C.Z.: 669.15-194.3

Caracteristici generale

Otelurile aliate de îmbunatatire au continutul de carbon cuprins între 0,25 si 0,60%, fiind aliate cu: crom, mangan, crom si vanadiu, crom si nichel, molibden, vanadiu.

În lucrare se prezinta unele aspecte ale prelucrabilitatii prin aschiere ale otelurilor aliate tip crom-nichel si molibden-crom.

Otelurile crom-nichel au 0,2-0,4% C, 1% Cr si 1...4% Ni.

Alierea simultana cu crom si nichel contribuie la cresterea calibilitatii si îmbunatatirea în mare masura a proprietatilor mecanice.

Aceste oteluri prezinta fenomenul de fragilitate la revenire.

S-a constatat scaderea importanta a rezilientei în special în intervalele de temperatura: 200-400^{0}C si 500-600^{0}C.

Fragilitatea de revenire, ireversibila la temperaturi joase si fragilitatea la temperaturi înalte, reversibila, se datoreste transformarii în martensita de revenire a austenitei reziduale.

Se considera ca aceasta s-ar datora descompunerii neuniforme a martensitei de calire în martensita de revenire, proces care este mai intens la limita grauntilor decât la interiorul acestora, rezultând astfel o rezistenta diferita în aceste zone, straturile situate la limita grauntilor având rolul de concentratori de tensiune.

Fragilitatea reversibila (de ordinul II) se produce numai la racirea lenta de la temperatura de 500-600^{0}C si poate fi evitata printr-o racire rapida sau prin aliere cu max.0,6% Mo si o,5...1% W.

Prin aliere cu Mo si W, carbonul ramâne în zonele situate la limitele grauntilor si împiedica difuzia fosforului din interiorul grauntilor spre marginile acestora.

Dintre otelurile aliate de îmbunatatire, otelurile crom-nichel- molibden sunt insensibile la fragilitatea de revenire, aceleasi proprietati având si otelurile crom-nichel-wolfram.

Influenta favorabila a molibdenului în proportii de max.0,7%, care frâneaza sau înlatura complet fragilitatea de revenire reversibila se explica prin faptul ca la astfel de concentratii molibdenul nu participa efectiv la formarea cementitei aliate si nu formeaza carburi proprii.

Ca urmare a acestei situatii, zonele situate în vecinatatea limitelor grauntilor nu saracesc în molibden, ceea ce are ca efect reducerea diferentei între viteza de formare a carburilor la limitele grauntilor si viteza de formare a acestora în interiorul grauntilor si o data cu aceasta împiedicarea difuziei elementelor horofile spre zonele situate în vecinatatea limitelor dintre graunti.

Influenta favorabila a molibdenului dispare la continuturi mari deoarece în aceste cazuri se formeaza carburi proprii de molibden, acest lucru având ca efect saracirea în elemente de aliere a zonelor situate în vecinatatea limitelor dintre graunti si accelerarea procesului de concentrare a fosforului în aceste zone.

Influenta favorabila a wolframului se poate explica în acelasi mod.

O alta cale de înlaturare a fragilitatii de revenire reversibila o constituie utilizarea otelurilor foarte pure, fara fosfor.

Scaderea continutului în elemente interstitiale ca oxigenul, azotul, hidrogenul, precum si în unele elemente neferoase, ca staniul de exemplu, duce de asemenea la înlaturarea fragilitatii de revenire reversibila.

Superioritatea otelurilor de constructii aliate în raport cu otelurile carbon apare pregnant în special în cazul pieselor de dimensiuni mari, în care caz, datorita calibilitatii mari care le caracterizeaza, otelurile aliate se calesc patruns în timp ce piesele din otel carbon cu aceeasi configuratie se calesc nepatruns.

Otelurile crom-molibden contin circa 1,1% Cr si 0,15-0,30% Mo fiind caracterizate prin rezistenta la rupere ridicata. Se folosesc pentru fabricarea pieselor solicitate puternic în exploatare.

Proprietatile specifice materialelor studiate

Materialele studiate în cadrul prezentului contract sunt: 13CrNi30 si 25MoCr11 - STAS 791-80.

Materialul 13CrNi30 este un otel de larga utilizare, mediu aliat, prelucrat la cald, având urmatoarea compozitie chimica: 0,09-0,16% C; 0,17-0,37% Si; 0,30-0,60% Mn; 0,60-0,90% Cr si 2,75-3,15% Ni.

Principalele proprietati mecanice:

» duritate: 217 MB (stare recoapta);

» tratament termic: calire dubla + revenire joasa;

» dimensiunea probelor: Ø 15;

» limita de curgere: $\sigma_{0,2} = 75$ kgf/mm^2;

» rezistenta la tactiune: $\sigma_r = 95$ kgf/mm^2;

» alungirea la rupere: $\delta_5 = 1$?%;

» gâtuirea la rupere: Z = 55%;

» rezilienta: $KCU_{30/2} = 9$ kgf.m/cm^2.

Tratamentul termic consta din calire I la 840-870^{0}C, racire în apa si ulei, recoacere intermediara la 640-670^{0}C cu racire în cuptor, calire II la 760-810^{0}C cu racire în apa si ulei, revenire la 170-200^{0}C cu racire în aer.

Materialul 25MoCr11 este un otel mediu aliat elaborat cu acordul producatorului, având urmatoarea compozitie chimica: 0,22-0,29% C, 0,17-0,37% Si, 0,40-0,80% Mn, 0,90-1,3% Cr si 0,15-0,30% Mo.

Principalele proprietati mecanice:

» duritatea: 217 MB, în stare recoapta;

» tratamentul termic: calire simpla la 830-860^{0}C cu racire în apa si ulei si revenire înalta la 600-700^{0}C cu racire în apa, ulei si aer;

» dimensiunea probelor: Ø 25;

» limita de curgere: $\sigma_{0,2} = 42$ kgf/mm^2;

» rezistenta la tractiune: $\sigma_r = 65$ kgf/mm^2;

» alungirea la rupere: $\delta_5 = 17\%$;

» gâtuirea la rupere: Z = 50%;

» rezilienta: $KCU_{30/2} = 9$ kgf/cm^2.

Principalele domenii de utilizare:

» organe de masini si piese tratate termic cu adâncime de calire garantata conform curbei de calibilitate a marcii, cum ar fi: roti dintate, bolturi pentru pistoane, axe cu came etc.

Influenta proprietatilor fizice, mecanice si tehnologice ale materialului prelucrat asupra indicatorilor de prelucrabilitate

Având în vedere ca proprietatile mecanice ale aliajelor metalice sunt în general cunoscute, s-a încercat stabilirea unei legaturi între indicatorii de prelucrabilitate prin aschiere si unele dintre proprietatile mecanice mai cunoscute.

S-au stabilit în acest sens relatii de forma:

$$v_{60} = \frac{C}{\varepsilon^P} \text{ (m/min);} \qquad (1)$$

sau

$$v_{60} = C \cdot \varepsilon^q \text{ (m/min);} \qquad (2)$$

în care ε este o marime care caracterizeaza o anumita proprietate mecanica;
- p si q sunt exponenti a caror valoare este cuprinsa de obicei între 1 si 2.

Datele experimentale au aratat însa ca relatiile de acest fel au doar o valabilitate restrânsa datorita complexitatii fenomenului aschierii.

Se va pune în evidenta în continuare influenta pe care o exercita câteva dintre proprietatile fizice, mecanice si tehnologice asupra principalilor indicatori si prelucrabilitatii prin aschiere.

Influenta rezistentei la rupere prin tractiune

Pentru oteluri, corelatia între rezistenta la rupere si prelucrabilitatea prin aschiere se efectueaza de obicei pe baza efortului specific de rezistenta la rupere prin tractiune.

S-a stabilit ca o data cu cresterea rezistentei la rupere prin tractiune, are loc o intensificare a uzurii sculelor aschietoare (vezi diagramele din fig.1, 2, 3, 4).

Din aceste diagrame se poate observa ca atât în cazul prelucrarii cu scule din otel rapid (fig.1), cât si

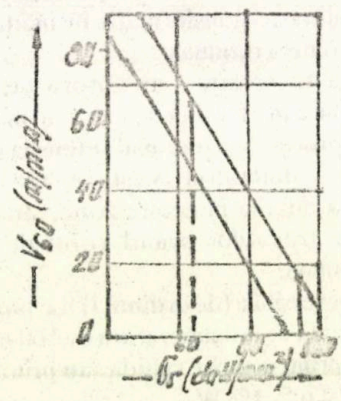


Fig. 1

Influenta rezistentei la rupere prin tractiune asupra uzurii la prelucrarea cu scula din otel rapid (t=2 mm, s=0,25 mm/rot)
Rupture strength by tensile influence on the wear at working with rapid steel tool (t=2 mm, s=0,25 mm/rot)

în cel al prelucrarii cu scule armate cu placute din carburi metalice (fig.2), dependenta indicatorului de prelucrabilitate v_{60} de rezistenta la rupere prin tractiune are un caracter liniar.

O variatie grafica asemanatoare o ofera si cercetarile efectuate de cercetatorul rus E.I.Feldstein (fig.3).

Mai aproape de realitate pare sa fie diagrama

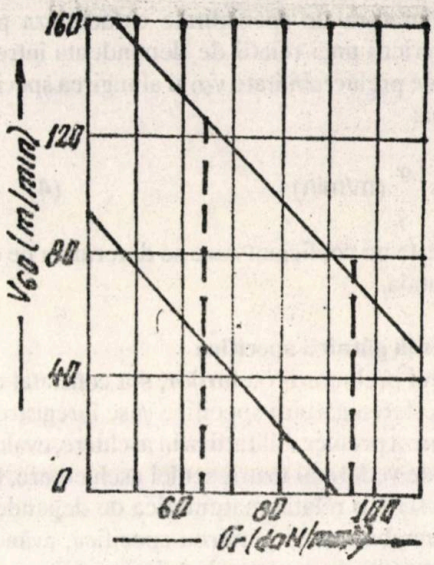


Fig. 2

Influenta rezistentei la rupere prin tractiune asupra uzurii sculei la prelucrarea cu scula din carburi metalice ISO P30 (t=2 mm, s=0,25 mm/rot)
Rupture strength by tensile influence on the tool wear at the working with metallic carbides ISOP30 tool (t=2 mm, s=0,25 mm/rot)

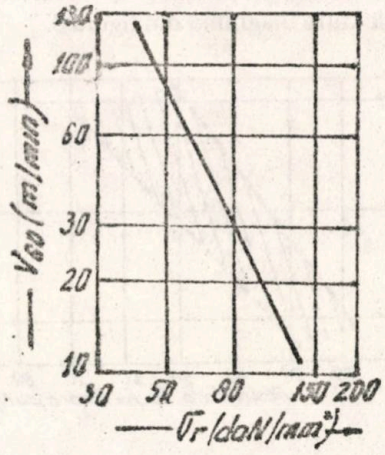


Fig. 3

Influenta rezistentei la rupere a unor oteluri asupra vitezei de aschiere v_{60}
Rupture strength influence of some steels on the splintering speed V_{60}

prezentata în figura 4, a prof.rus V.N.Poduraev, valabila la prelucrarea prin aschiere a unor materiale cu prelucrabilitate redusa.

În sprijinul acestor afirmatii stau expresiile stabilite pe cale experimentala pentru dependenta între viteza de aschiere v_{60} si rezistenta la rupere prin tractiune τ_t.

Belgianul L.Czaplicki [1] propune o relatie de forma:

$$v_{60} \cdot \sigma_t^{1.6} = 5{,}5.10^4 \qquad (3)$$

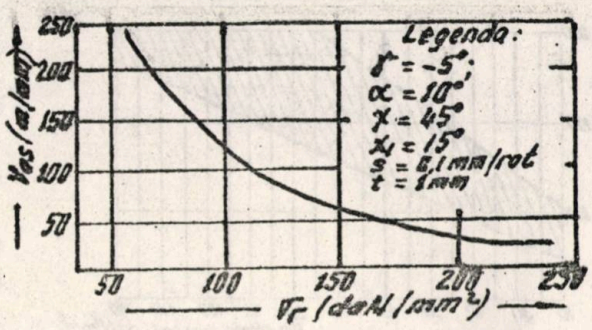


Fig. 4

Influenta rezistentei materialului prelucrat asupra vitezei de aschiere
Worked material resistance influence on the splintering speed

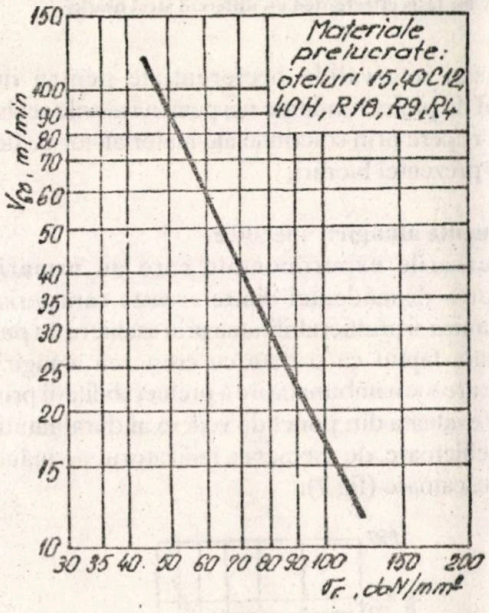


Fig. 5

Influenta rezistentei la rupere a unui otel cu o,3% C asupra indicatorului v_{60}
Rupture strength influence of an steel with 0,3% C on the indicator v_{60}

relatie valabila pentru prelucrarea unui otel cu 0,3% C (fig.5).

La trasarea acestei diagrame s-au folosit valorile medii ale vitezei de aschiere v_{60} pentru mai multe marci de oteluri, fiind posibila astfel formarea unei imagini generale în legatura cu influenta rezistentei la rupere prin tractiune asupra vitezei de aschiere v_{60}.

O evaluare globala în legatura cu solicitarea mecanica si energetica a sistemului tehnologic se poate efectua pe baza diagramei din figura 6. Din studiul acestei diagrame se poate constata ca la cresterea rezistentei la rupere prin tractiune are loc o crestere a energiei specifice de aschiere.

Rugozitatea suprafetei prelucrate prin aschiere se reduce o data cu cresterea rezistentei la rupere prin tractiunea otelului.

În diagramele din figurile 1...6 s-au evidentiat

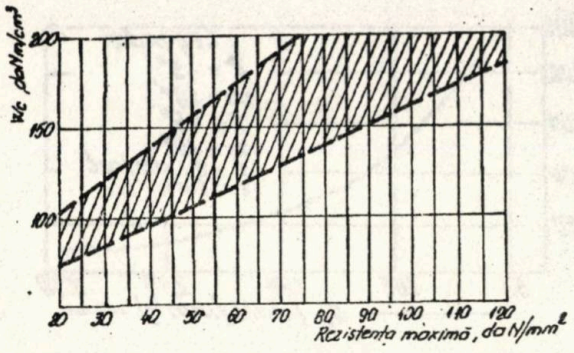


Fig. 6

Influenta rezistentei la rupere prin tractiune asupra energiei specifice de aschiere pentru încercari efectuate pe diferite marci de otel
Rupture strength by tensile influence on the specific splintering energy for tests effectuated on different steel marks

zonele sau intervalele preferentiale pentru indicatorul de prelucrabilitate v_{60} pentru valorile rezistentei la rupere prin tractiune ale materialelor ce fac obiectul prezentei lucrari.

Influenta alungirii specifice

Încercarile experimentale care au urmarit evidentierea dependentei dintre aceasta caracteristica mecanica si prelucrabilitatea prin aschiere au pus în evidenta faptul ca o data cu cresterea alungirii specifice are loc o îmbunatatire a prelucrabilitatii prin aschiere evaluata din punct de vedere al durabilitatii sculei aschietoare, de asemenea indicatorul v_{60} luând valori crescatoare (fig.7).

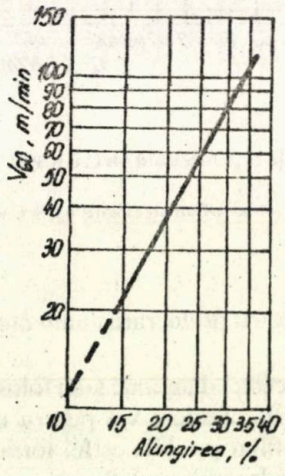


Fig. 7

Influenta alungirii specifice a otelurilor asupra prelucrabilitatii prin aschiere
Steels specific elongation influence on the workability by splintering

Cercetarile efectuate de cercetatori francezi au urmarit stabilirea unor corelatii între comportarea în timpul prelucrarii a unor oteluri aliate si valorile alungirii specifice.

Pentru un domeniu relativ restrâns de aplicabilitate, literatura de specialitate evidentiaza posibilitatea scrierii unei relatii de dependenta între indicatorul de prelucrabilitate v_{60} si alungirea specifica ε, de forma:

$$v_{60} = C \cdot \varepsilon^{1,9} \quad (m/min) \qquad (4)$$

în care C este un coeficient care se determina pe cale experimentala.

Influenta gâtuirii specifice

În cazul prelucrarii otelurilor, s-a constatat ca o data cu cresterea gâtuirii specifice ψ se înregistreaza o ameliorare a prelucrabilitatii prin aschiere, evaluata din punct de vedere al uzurii sculei aschietoare, fara a se putea scrie o relatie matematica de dependenta între prelucrabilitate si gâtuirea specifica, având în vedere dispersia mare a rezultatelor experimentale. De exemplu otelurile care au o gâtuire specifica $\psi = 60\%$ pot fi prelucrate prin aschiere cu viteze de aschiere v_{60} cuprinse în domeniul 25-100 m/min.

Influenta rezistentei la forfecare

În cazul prelucrarii otelurilor, corelatia dintre rezistenta la forfecare si prelucrabilitate, din punctul de vedere al energiei specifice de aschiere, este evidentiata de catre diagrama din figura 8.

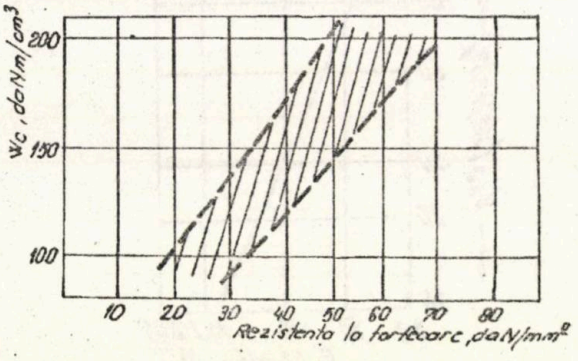


Fig. 8

Influenta rezistentei la forfecare asupra energiei specifice de aschiere, în anumite conditii
Shreding resistance influence on specific splintering energy in certain conditions

Influenta rezilientei

Dependenta evidenta a prelucrabilitatii de rezilienta materialului prelucrat nu a fost pâna în prezent stabilita. O relatie concreta s-a obtinut însa privind dependenta lucrului mecanic specific de aschiere de rezilienta (fig.9).

Datele cuprinse în diagramele din aceasta figura confirma faptul ca între rezilienta si lucrul mecanic specific de aschiere exista o relatie de directa proportionalitate.

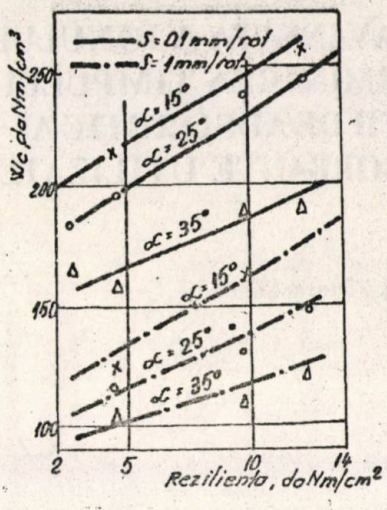


Fig. 9

Influenta rezilientei asupra lucrului mecanic specific de aschiere
Resilience influence on the specific splintering mechanical work

Influenta duritatii

Daca ne referim numai la prima faza a aschierii, aceea a patrunderii vârfului sculei în materialul prelucrat, este evident faptul ca între conditiile de aschiere si cele ale încercarilor de duritate exista, cel putin pâna la un anumit nivel, o serie de asemanari.

Pe aceasta baza o serie de cercetatori au lansat ipoteza ca rezultatele încercarilor de duritate pot oferi o imagine relativ concludenta asupra prelucrabilitatii prin aschiere a materialului respectiv.

Practic, în cazul otelurilor, s-a putut constata (fig.10) ca o crestere a duritatii are semnificatia unei reduceri a valorii indicatorului de prelucrabilitate v_{60}.

Relatia dintre duritatea materialului prelucrat si indicatorii de prelucrabilitate are însa numai un caracter global si aproximativ. S-a demonstrat ca nu întotdeauna un material mai dur determina uzura mai intensa a sculei aschietoare sau genereaza forte mai mari de aschiere.

Asa cum reiese din diagrama din figura 11, se poate vorbi mai curând de existenta unei valori optime a duritatii care asigura o prelucrabilitate buna, atât în cazul otelurilor carbon cât si a otelurilor aliate.

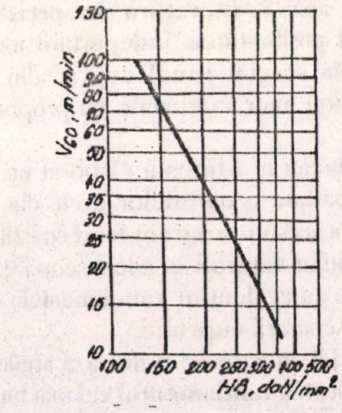


Fig. 10

Influenta duritatii otelurilor asupra vitezei de aschiere v_{60}
Steels hardness influence on the splintering speed V_{60}

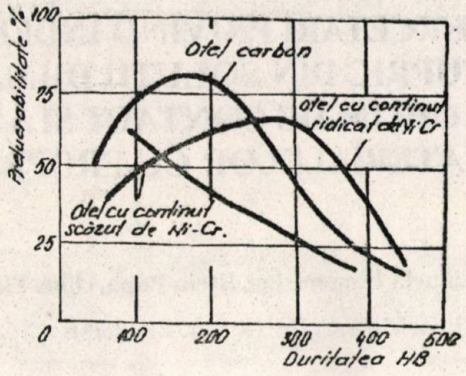


Fig. 11

Influenta duritatii asupra prelucrabilitatii prin aschiere, exprimata global, prin rugozitatea suprafetei si a durabilitatii sculei
Hardness influence on the splintering workability total expressed, by surface rugosity and tool durability

În concluzie, rugozitatea suprafetei este influentata în sens favorabil de cresterea duritatii, datorita micsorarii deformatiilor plastice si reducerii coeficientului de frecare.

Orientativ, influenta duritatii asupra rugozitatii suprafetei prelucrate este descrisa cu ajutorul relatiilor:

$$R_z = \frac{5700}{MB} \quad \text{(pentru MB < 400)} \qquad (5)$$

$$R_z = \frac{48}{MB^{0,2}} \quad \text{(pentru MB > 400)} \qquad (6)$$

Influenta rezistentei la coroziune

O analiza a comportarii în timpul aschierii a otelurilor aliate a pus în evidenta faptul ca cu cât un material este mai rezistent la coroziune, cu atât se reduce, în general, prelucrabilitatea sa prin aschiere.

Cercetatorul francez L.Seraphin [2] a ajuns la concluzia ca un anumit otel, pentru a satisface în mod corespunzator atât cerintele privind prelucrabilitatea prin aschiere cât si pe cele legate de rezistenta la coroziune, trebuie sa contina 18% Cr, 1,5% Mo si 0,15% S.

Departe de a fi o chestiune rezolvata pe deplin, obtinerea unor oteluri aliate cu caracteristici superioare de prelucrabilitate continua sa suscite în masura importanta atentia cercetatorilor din domeniul aschierii, fapt semnalat în literatura de specialitate.

BIBLIOGRAFIE

[1] **Czaplicki L.:** *Compte rendu des essais cooperatifs CIRP.* Bulletin du Cercle d'Etude des Metaux, Franta, 1970

[2] **Seraphin L.:** *Propriétés d'emploi des aciers inoxydables feritiques et martensitiques à haute usinabilité. Aciers spéciaux, Franta, nr.37, 1977*

CERCETARI PRIVIND INDEPARTAREA AVANSATA A IONULUI CUPRIC DIN SOLUTII DILUATE, DETERMINAREA TIMPULUI OPTIM DE CONTACT SI A CAPACITATII DE ADSORBTIE A MATERIALELOR CU PROPRIETATI ADSORBANTE UTILIZATE

Chim.Mihaela Ulmanu, ing. Stela Popa, chim. Eleonora Neagu, ing. Victoria Soare, geolog Fl.Stoiciu S.C. IMNR S.A. Bucuresti

C.Z.: 669.3

Puternica industrializare si extinderea urbanizarii creeaza noi si variate probleme ecologice, pastrarea calitatii mediului înconjurator fiind o problema din ce în ce mai stringenta, care îmbraca forme din ce în ce mai complexe.

Apele constituie o importanta sursa de bogatie a unei tari; ele sunt poate cele mai expuse pericolului de poluare, în special chimic, deoarece cantitatile zilnice de ape reziduale pe care industria le produce si deverseaza sunt enorme.

Printre contaminantii efluentilor industriali se numara si ionii metalici: mercur, plumb, cupru, cadmiu, nichel, cobalt, fier, zinc, ioni care sunt, mai mult sau mai putin, toxici.

Indepartarea eficienta si economica a acestor ioni ai metalelor grele din ape si reziduuri industriale reprezinta o cerinta de prim ordin.

Metoda conventionala de îndepartare a ionilor metalelor grele din ape este precipitarea cu lapte de var a acestora, sub forma de oxizi hidratati insolubili, care se separa din solutii prin filtrare. Desi aceasta metoda este relativ simpla si nu este costisitoare, are urmatoarele dezavantaje:

- *creeaza mari volume de namoluri toxice;*
- *la temperatura de cca 4°C, în precipitatul din vasele de sedimentare are loc o inversiune, în urma careia rezulta o amestecare a solidului cu lichidul din vase;*
- *efluentul obtinut contine ioni ai metalelor grele peste limita admisa în normele în vigoare;*
- *se pierd cantitati importante si valoroase de metal [1].*

In tabelul 1 sunt trecute, pentru exemplificare, concentratiile unor metale grele care duc la distrugerea efectivului piscicol [2].

Tabelul 1

Concentratia unor metale care provoaca distrugerea efectivului piscicol
Some metals which are challenging the piscicultural effectives destruction

Ionul metalic	Conc.în ape,mg/l
HG	0,29
Cu	3,30
Zn	8,40
Fe (III)	14,0
Cd	17,0
Ni	128,0
Co	125,0
K	100,0
Mn	300,0

Din aceste date se vede ca ionul cupric este un puternic contaminant în efluentii industriali, în special cei rezultati din uzinele de cupru, care poate distruge flora si fauna din râuri pe distante mari de la sursa.

In ultimii ani apar în literatura de specialitate informatii privind posibilitatea îndepartarii ionilor metalelor grele, în special ionul cupric, din ape reziduale cu ajutorul unor materiale cu proprietati adsorbante.

Astfel, U.S.Bureau of Mines a elaborat un vast program de îndepartare a metalelor grele din ape reziduale, o parte a acestui program fiind constituita din utilizarea zeolitilor naturali în acest scop [3]. Incercarile efectuate au evidentiat randamentele cele mai bune în cazul separarii cuprului.

Si în lucrarea [4], în care se utilizeaza argile tip bentonita este evidentiat randamentul cel mai bun în cazul separarii cuprului, comparativ cu randamentele corespunzatoare separarii altor metale.

In lucrarea [5] se prezinta rezultatele obtinute la utilizarea carbunelui activ în procesul de separare a

cuprului din solutii reziduale, cu randamente mai mari de 98%.

In paralel cu cercetarile facute pe adsorbanti clasici, se studiaza comportarea materialelor vegetale ca adsorbanti ai ionilor metalelor grele din ape reziduale [6],[7],[8].

Lucrarea de fata prezinta rezultatele privind adsorbtia ionului cupric din solutii diluate de sulfat cupric, pe diferite materiale; stabilirea timpului optim de contact si a capacitatii de adsorbtie a urmatoarelor materiale: bentonita, silicagel, cenusa de termocentrala, site moleculare, diatomita, rumegus si cenusa din coji de seminte de floarea soarelui.

Partea experimentala

Materialele utilizate

Solutia diluata de sulfat de cupru s-a preparat din sulfat de cupru tehnic calitatea I si apa distilata.

In tabelul 2 se prezinta caracteristicile materialelor utilizate .

Rezultate si discutii

Pentru stabilirea timpului optim de contact între adsorbant si solutia cu continut de cupru s-au facut încercari la durate cuprinse între 1...2,5 ore.

Rezultatele adsorbtiei ionilor de cupru din solutia cu continut de 138 mg Cu/l pe materialele prezentate, la un timp de contact de o ora, sunt prezentate în tabelul 3.

Din datele trecute în tabelul 3 reiese ca în cazul bentonitei si al cenusii din coji de seminte de floarea soarelui capacitatea de adsorbtie depaseste continutul de cupru al solutiei cu care au venit în contact, ceea ce ne-a determinat sa continuam încercarile separat cu aceste doua materiale.

Rezultatele încercarilor efectuate cu celelalte materiale la o durata de 1,5 ore sunt trecute în tabelul 4.

Din datele trecute în tabelul 4 rezulta ca prin cresterea duratei de contact între adsorbant si solutia cu continut de cupru se constata o îmbunatatire a

Tabelul 2

Caracteristicile materialelor utilizate
Used material characteristics

Materialul utilizat	Faze continute	Umidit.	Dimens. particule, mm	Sup.specifica mp/g	Compozitia chimica
Bentonita	Crisobalit Montmorilonit	4,85	2...6		
Silicagel Merck			2...6		
Cenusa termo.	Cuart, mullit albit, hematit, magnetit		sub 0,25		SiO_2 52,16% Al_2O_3 29,65% Fe total 8,25 % Na_2O 0,85 %
Site moleculare					SiO_2 38,3 % Al_2O_3 50 % Na_2O 7,85 % Fe 2-3 %
Diatomita	Cuart, illit		4	4,2	
Rumegus		8,3			
Cenusa din coji de seminte de floarea soarelui	Carbonati de Mg,CA,K,sulfati de K,Mg,Ca silicoaluminat de Na		sub 0,6		

Adsorbtia ionului cupric

O proba de câte 2 g material s-a introdus în 100 ml solutie apoasa de sulfat de cupru care contine 138 mg Cu/l, într-un vas Erlenmayer mentinut la temperatura constanta, sub agitare.

Dupa încheierea experimentarii, solidul s-a separat din solutie prin filtrare, iar în solutia obtinuta s-a determinat continutul de cupru prin spectroscopie în adsorbtie atomica. In cadrul acestor încercari preliminare ne-am propus sa determinam:

- *timpul optim de contact între adsorbant si solutia cu continut de cupru;*
- *capacitatile de adsorbtie ale fiecarui material fata de cupru.*

randamentului numai în cazul cenusii de termocentrale, diatomitei si sitelor moleculare; în cazul silicagelului si rumugusului randamentele nu se modifica.

In continuare, cele trei materiale au fost mentinute în contact cu solutia cu continut de cupru timp de 2 ore. Rezultatele obtinute sunt trecute în tabelul 5

Din datele trecute în tabelul 5 reiese ca prin marirea timpului de contact de la 1,5 la 2 ore randamentele de retinere a cuprului au crescut în cazul utilizarii ca materiale adsorbante a diatomitei si sitelor moleculare. Cu aceste materiale s-a mai facut o încercare la un timp de contact sporit, de 2,5 ore; randamentele de retinere a cuprului însa nu s-au modificat.

Tabelul 3

Adsorbtia ionului cupric din solutie, timp de contact o ora
Copperion absorption from the solution, contact time one hour

Material utilizat	pH solutie		Conc.Cu în sol,mg/l		Cu retinut	
	initial	final	initiala	finala	mg/g mat.	%
Bentonita	5,36	7,25	138	sub 1.10^{-3}	13,79	99,99
Silicagel	5,36	5,67	138	89	4,9	35,50
Cenusa termocentrala	5,63	6,17	138	78	6,0	43,50
Site moleculare	5,63	6,08	138	63	7,5	54,30
Diatomita	5,63	6,20	138	58	8,0	57,97
Rumegus	5,63	4,85	138	68	7,8	50,70
Cenusa din coji de seminte de floarea soarelui	5,63	11,06	138	sub 1.10^{-3}	13,79	99,99

Tabelul 4

Adsorbtia ionului cupric din solutie,timp de contact 1,5 ore
Copper ion adsorption from the solution, contact time 1,5 hours

Material utilizat	pH solutie		Conc.Cu în sol.,mg/l		Cu retinut	
	initial	final	initiala	finala	mg/g mat.	%
Silicagel	5,63	5,67	138	89	4,9	35,50
Cenusa termocentrale	5,63	6,18	138	67	7,1	51,40
Site moleculare	5,63	6,10	138	58	8,0	57,95
Diatomita	5,63	6,30	138	49	8,9	64,49
Rumegus	5,63	4,85	138	68	7,0	50,70

Tabelul 5

Adsorbtia ionului cupric din solutii pe diferite materiale,timp de contact 2 ore
Copper ion absorption from the solutions on different materials, contact time two hours

Material utilizat	pH solutie		Conc.Cu în sol.,mg/l		Cu retinut	
	initial	final	initiala	finala	mg/g mat.	%
Cenusa termicentr.	5,63	6,18	138	67	7.1	51,40
Site moleculare	5,63	6,12	138	53	8,5	61,60
Diatomita	5,63	6,36	138	39	9,9	71,80

In cazul bentonitei, pentru determinarea timpului optim de contact, s-a lucrat în urmatoarele conditii:

- *cantitatea de bentonita: lg;*
- *volum solutie cu continut de cupru - 150 ml;*
- *timp de contact - 1...2,5 ore;*
- *sub agitare.*

Rezultatele obtinute sunt trecute în tabelul 6

Pentru stabilirea timpului optim de contact în cazul utilizarii cenusii din coji de seminte de floarea soarelui, încercarile s-au desfasurat în urmatoarele conditii:

- *cantitatea de material utilizat - 1 g;*
- *volum de solutie - 900 ml;*
- *timp de contact 1...2,5 ore;*
- *sub agitare.*

Rezultatele obtinute sunt trecute în tabelul 7

Din datele trecute în tabelul 7 reiese ca timpul optim de contact pentru retinerea cantitatii maxime de cupru este de 120 minute.

Din încercarile efectuate, concomitent cu timpul optim de contact, s-au determinat si capacitatile de adsorbtie a materialelor utilizate, fata de cupru, la temperatura de lucru, 24°C; aceste valori sunt

Tabelul 6

Adsorbtia ionului cupric din solutie pe bentonita, la diferite valori ale timpului de contact
Copper ion absorption on bentonite, at different contact times

Timp de contact, mm	pH solutie		Cant.Cu în sol.,mg		Cu retinut	
	initial	final	initiala	finala	mg/g mat.	%
60	5,63	6,55	20,7	3,6	17,1	82,6
90	5,63	6,75	20,7	2,4	18,3	88,4
120	5,63	6,75	20,7	2,4	18,3	88,4
150	5,63	6,75	20,7	2,4	18,3	88,4

Tabelul 7

Adsorbtia ionului cupric din solutie utilizând cenusa din coji de seminte de floarea soarelui la durate diferite ale timpului de contact
Copper ion absortion from the sun flower seeds husk at different values of the contact time

Timp de contact, mm	pH solutie		Cant.Cu în sol.,mg		Cu retinut	
	initial	final	initiala	finala	mg/g mat.	%
60	5,63	6,48	153	38	115	75,16
90	5,63	6,59	153	27	126	82,30
120	5,63	6,75	153	21	132	86,2
150	5,63	6,75	153	21	132	86,2

trecute în tabelul 8

Tabelul 8

Capacitatile de adsorbtie a cuprului din solutia de sulfat de cupru cu continut de 138 mg Cu/l si la temperatura de 24°C
Absorption capacities of the copper from the copper sulphate solution with 138 mg Cu/l and at 24°C temperature

Material utilizat	Capacit. de ads. mg Cu/g material
Bentonita	18,30
Silicagel	2,45
Cenusa de termocentrala	3,55
Site moleculare	3,40
Diatomita	4,85
Rumegus	3,50
Cenusa din coji de dem.de floarea soarelui	132,00

Din datele trecute în tabelul 8 rezulta ca cel mai bine separa cupru din solutii diluate cenusa din coji de seminte de floarea soarelui si bentonita.

Pentru explicarea mecanismului care sta la baza acestor separari s-au masurat valorile pH-urilor initiale si finale ale solutiilor. Se constata ca, în general pH-ul final este mai ridicat decât cel initial, cu valori diferite, în functie de natura materialului utilizat. Cresterea pH-ului este datorita schimbului ionic care are loc între cupru din solutie si ionii alcalini continuti de materiale.

În cazul utilizarii rumegusului, are loc o scadere usoara a pH- ului solutiei finale; aceasta se datoreaza naturii diferite a acestuia; fiind un material celulozic, retinerea cuprului se face prin punerea în libertate de ioni de hidrogen.

Concluzii

Lucrarile prezentate au avut ca scop gasirea unor materiale care sa retina cupru din solutii diluate, astfel încât, în urma interactiunii continutului în cupru al solutiei obtinute sa fie mai mic de 1 mg/l, limita impusa de normele românesti în vigoare, care asigura protejarea mediului înconjurator.

Bibliografie

[1] **J.Pahlman si S.Khalafalla** *"Use of Lignochemicals and Acids to Remove Heavy Metlas from Process Waste Strems"* U.S.Bur.Mines Rep.Invest.9200, 1988, p.2
[2] Galvotehnica - L. Oniciu si E. Grunwald Ed.St.si Enciclopedica Buc., 1980, p.373
[3] **M.J. Zamzow si J.E.Murphy** "Sep.Sci.and Tech." 27(14),1969- 1984, 1992
[4] Miner.Met.Environ.(Pap.Int.Conf.) 420-5,1992
[5] Water.Treat. 1991, 6(2), 245-52
[6] J.Appl.Polym.Sci.1990, 41(11-12),2655-63
[7] Micob.Util.Renwable Resour.1991, 7,426-9
[8] Bioresour.Technol.1991,38(1), 39-43

CONSIDERATII PRIVIND PRECIZIA DIMENSIONALA OBTINUTA LA TRAGEREA FARA FILIERA

Prof.dr.ing.T.Canta, asist.univ.ing. Mariana Gliga Universitatea Tehnica Cluj - Napoca

C.Z.: 539.374

Dintre metodele de tragere neconventionala mai putin studiate, care prezinta câteva avantaje importante fata de celelalte procedee de tragere, se remarca procedeul de tragere fara filiera. Acesta poate fi considerat ca un proces nou de deformare plastica incrementala care permite deformarea de materiale industriale uzuale de tipul barelor, sârmelor si tevilor prin controlul temperaturii de încalzire/racire locala si fara folosirea filierelor. Reducerea sectiunii semifabricatului se realizeaza prin deformarea locala la întindere determinata de încalzirea zonala, urmata de o racire imediata care previne continuarea gâtuirii si ruperea materialului (fig.1). Pentru ca deformarea sa fie continua este necesara asigurarea unei miscari relativ stabile între zona de deformare a semifabricatului si dispozitivul de încalzire-racire.

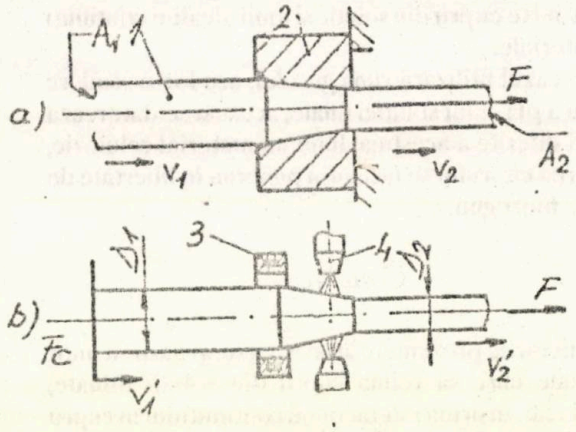


Fig. 1

Principiul tragerii fara filiera: a) tragerea clasica; b) tragerea fara filiera
The drawing without drawing die principle: a) classic drawing; b) drawing without drawing die

Principalii parametri ai procesului pot fi clasificati astfel:

» parametrii de control: T,F,v

» parametrii cinematicii: ε, $\dot{\varepsilon}$

» proprietatile materialului: ρ,λ,c

» parametrii mecanici: σy

» parametrii de instabilitate: neomogenitatea proprietatilor materialului, variatiile temperaturii, fortei si vitezei de tragere.

Precizia dimensionala obtinuta la tragerea fara filiera este determinata în principal de 3 grupe de parametri:

1. parametrii mecanici
2. parametrii termici
3. parametrii geometrici

Influenta parametrilor mecanici

Parametrii mecanici ai procesului de tragere fara filiera sunt: efortul de tragere si viteza v1' , v2'.

În ceea ce priveste efortul de deformare, cercetarile experimentale au aratat ca acesta depinde într-o mare masura de temperatura, viteza si gradul de deformare.

Astfel prin marirea temperaturii de deformare cu câte 30°C în intervalul de temperatura studiat se micsoreaza efortul de deformare în medie cu 100N pentru toate valorile reducerilor obtinute, în cazul titanului pur si a aliajului Ti - 6Al - 4V[3].

Pentru acelasi material, în ceea ce priveste reducerea, prin marirea acesteia de la 20% la 60%, efortul de deformare creste de 1,5-2 ori la temperatura de 900°C, de 1,7-2 ori pentru temperatura de 930°C si de 2-2,4 ori pentru temperatura de 960°C[3].

Variatia reducerii de sectiune în functie de raportul vitezelor v1'/v2' este prezentata în figura 2 [4].

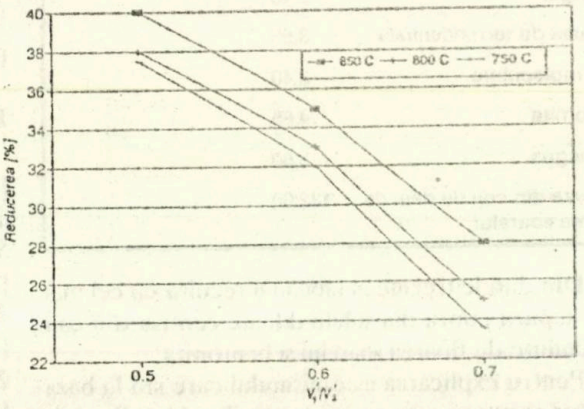


Fig. 2

Variatia reducerii de sectiune în functie de raportul vitezelor V_1'/V_2'
Section reduction variation function the speeds ratio V_1'/V_2'.

Influenta tensiunii de tragere asupra preciziei dimensionale a semifabricatelor trase din OLC10 este prezentata în figura 3. Prin cresterea efortului de tragere abaterea de diametru fata de dimensiunea prescrisa creste.

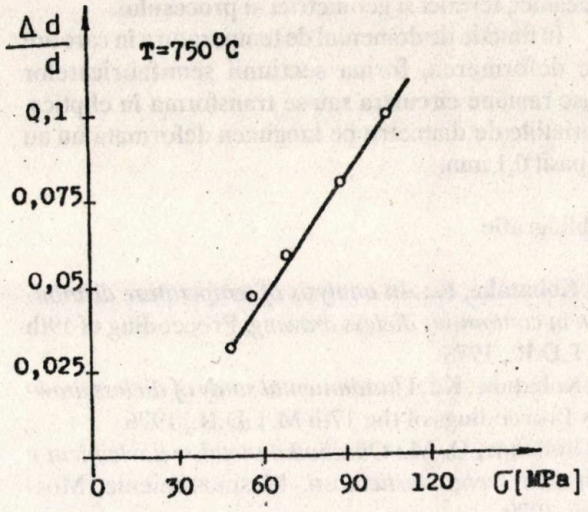


Fig. 3

Influenta tensiunii de tragere asupra preciziei dimensionale a semifabricatelor trase din OLC10
Drawing tension influence on the dimensional precision of the OLC10 drawed semi-manufactured products

Influenta parametrilor termici

Stabilirea distributiei câmpului de temperatura corespunzator, câmp determinat de tipul sistemului de încalzire, de parametrii încalzirii si ai racirii,este esentiala pentru asigurarea preciziei dimensionale a deformarii.

Dintre metodele de încalzire locala posibil de utilizat, încalzirea prin inductie satisface în cel mai înalt grad necesitatile procesului prin vitezele mari de încalzire si diminuarea fenomenelor de oxidare si decarburare. În cazul încalzirii prin inductie temperatura materialului depinde de puterea si fecventa sursei de caldura, timpul de încalzire, forma inductorului, distanta dintre spirele inductorului si material, constantele fizice ale materialului (densitatea, caldura specifica, rezistivitatea electrica).

În ceea ce priveste influenta temperaturii de deformare asupra preciziei dimensionale si de forma a semifabricatelor trase, cercetarile realizate pâna în prezent au urmarit influenta deformarii în domeniul de sub temperatura de transformare a materialului sau de deasupra acesteia.

Variatia tensiunii de tragere în functie de raportul v1'/v2' pentru un semifabricat din titan deformat în conditiile de mai sus este prezentata în figura 4 [4]. Din figura se poate observa ca semifabricatele deformate la temperaturi superioare temperaturii de transformare necesita eforturi de tragere mult reduse fata de deformarile realizate sub aceasta temperatura.

În ceea ce priveste precizia de forma, cercetarile

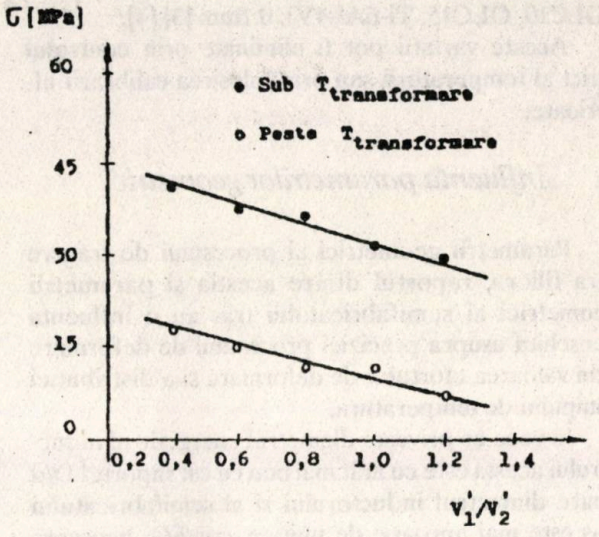


Fig. 4

Variatia tensiunii de tragere în functie de raportul vitezelor V_1'/V_2'
The drawing tension variation function the speeds ratio V_1'/V_2'

realizate au aratat ca semifabricatele din titan si aliaje de titan (Ti- 6Al-4V) deformate la temperaturi sub temperatura de transformare (~ 900°C) îsi modifica forma sectiunii transversale (aceasta transformându-se din circulara în eliptica).

Influenta raportului v1'/v2' asupra modificarii ariei sectiunii este prezentata în figura 5 [4].

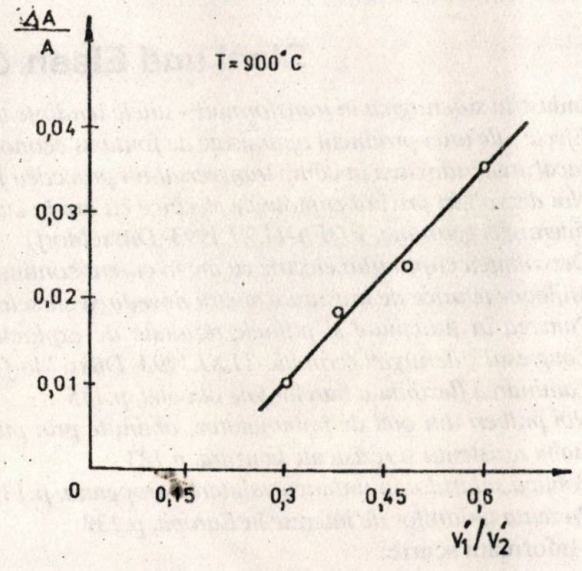


Fig. 5

Influenta raportului V_1'/V_2' asupra modificarii ariei sectiunii semifabricatelor trase
V_1'/V_2' ratio influence on the drawed semi-manufactured products section area modification

Semifabricatele deformate la temperaturi peste domeniul de transformare si-au pastrat forma circulara a sectiunii.

Variatiile de diametru pe lungimea deformata (200mm) au fost pentru toate materialele studiate

(OLC10, OLC15, Ti-6Al-4V). 0,1mm [3],[4].

Aceste variatii pot fi eliminate prin controlul strict al temperaturii sau prin folosirea calibrarii ulterioare.

Influenta parametrilor geometrici

Parametrii geometrici ai procesului de tragere fara filiera, raportul dintre acestia si parametrii geometrici ai semifabricatului tras au o influenta deosebita asupra preciziei procesului de deformare prin valoarea efortului de deformare si a distributiei câmpului de temperatura.

În ceea ce priveste diametrul energetic al inductorului acesta este cu atât mai bun cu cât raportul D/d dintre diametrul inductorului si al semifabricatului tras este mai aproape de unitate, conditie necesara micsorarii dispersiei în aer a câmpului magnetic al inductorului.

Concluzii

Tragerea fara filiera este un procedeu neconventional de deformare plastica, care elimina filierele si permite obtinerea de reduceri superioare tragerii clasice.

Asigurarea unei precizii corespunzatoare este una din principalele probleme ce determina succesul implementarii industriale a procesului.

Precizia dimensionala si de forma a semifabricatelor trase este determinata de parametrii mecanici, termici si geometrici ai procesului.

În functie de domeniul de temperatura în care are loc deformarea, forma sectiunii semifabricatelor trase ramâne circulara sau se transforma în eliptica. Variatiile de diametru pe lungimea deformata nu au depasit 0,1 mm.

Bibliografie

[1] **Kobatake, K.:** *An analysis of temperature distribution in continuous dieless drawing.* Proceeding of 19th M.T.D.R., 1978

[2] **Kobatake, K.:** *A fundamental study of dieless drawing.* Proceedings of the 17th M.T.D.R., 1976

[3] **Smirnov, O. M.:** *Obrabotka metalov davleiniem v sostoiani svernoplasticinosti.* Masinostroienie, Moscova, 1979

[4] **Weiss, V., Kot, R.:** *Dieless wire drawing with transformation plasticity.* Wire Journal, 1969

REVISTA REVISTELOR

Stahl und Eisen, *Germania, 1994, nr.8*

- *Industria siderurgica în transformare - unele tendinte tehnice de la Metec-'94, p.47*
- *Efecte ale unei productii optimizate de fonta în economia energetica, p.61*
- *Incalzirea inductiva în câmp transversal-un procedeu flexibil de încalzire pentru produse plate metalice, p.69*
- *Noi dezvoltari privind cuptoarele electrice cu arc în curent alternativ si continuu, p.75 (prezentat la Congresul siderurgiei germane, VDEh-11.XI.1993- Düsseldorf)*
- *Dezvoltarea cuptorului electric cu arc în curent continuu, cu dirijarea arcului, p.81*
- *Mijloace tehnice de masurare pentru dovedirea surselor radioactive în fierul vechi, p.89*
- *Punerea în functiune si primele rezultate de exploatare ale noii cocserii Kaiserstuhl, p.107 (prezentata la Congresul siderurgiei germane-11.XI.1993- Düsseldorf)*
- *Laminarea flexibila a barelor late din otel, p.115*
- *Noi pulberi din otel de îmbunatatire, obtinute prin pulverizare cu apa, pentru piese sinterizate din oteluri de înalta rezistenta si rezistente la uzura, p.123*
- *Politica salariilor în uniunea valutara europeana, p.131*
- *Prezenta uniunilor de interese în Europa, p.139*

Informatii scurte:

- congrese, târguri, p.22-30
- din siderurgia mondiala, p.32-45
- informatii tehnice scurte, p.58, 68, 77, 85, 95, 112, 129
- informatii economice, p.133-138

O TEORIE DE EXPLICARE MICROFIZICA A MECANISMULUI TRANSFORMARILOR DIN METALE

Ing. M.Arghirescu - A.D.P. Bucuresti

C.Z.: 669.017.3

Dupa cum se stie, transformarea în stare solida, cea mai des întâlnita la oteluri este transformarea perlitica în cadrul careia austenita se transforma sub temperatura punctului A_1 (727^0C) în ferita si cementita - faze ce se prezinta de regula sub forma de colonii lamelare (zone cu lamele dispuse paralel sau în rozeta).

Mecanismul transformarii este considerat a fi determinat de fluctuatiile termice ce se produc în microvolume si de concentratie, germinarea si cresterea fazelor noi fiind asigurata de procesele de difuzie atomica: prin gradient termic, pe distante mici si prin heterodifuzie sau prin difuzie reactiva continua (la precipitarile de faze) sau discontinua (la descompunerea eutectoida sau preeutectoida).

Prin frânarea unor stadii în aceste procese se pot obtine tranzitii metastabile de tipul transformarilor asa-zise "fara difuzie" (cazul transformarilor perlitice, bainitice si martensitice).

Problema germinarii fazei ce initiaza transformarea este înca controversata. Cele mai multe argumente teoretice si experimentale sunt în favoarea ideii ca cementita este faza initiatoare a transformarii perlitice, germinarea feritei având loc pe lamelele de carbura formate în primul stadiu.

Unii cercetatori ca M. E. Nicholson [1] sustin ca faza initiatoare ar fi ferita, iar date mai recente sunt interpretate în sensul ca atât ferita cât si cementita pot avea rol de faze initiatoare ale procesului. Aceste controverse exista si ca urmare a neclarificarii mecanismului ce determina cresterea concentratiei în carbon ce formeaza cementita (6,67% C în Fe, comparativ cu austenita eutectoida: 0,77% C în Fe).Acest proces poate fi exprimat în corelatie cu modificarile ce le determina cresterea temperaturilor asupra energiei potentiale si cinetice a constituentilor microscopici (ioni si electroni liberi) ai retelei metalice, fapt ce urmeaza a fi demonstrat.

Teorie

Pentru a studia modul în care variatiile de temperatura ale potentialului determinate de interactie dintre ionii retelei metalice, genereaza deplasari de ioni si transformari de faze, se considera expresia Bardeen a energiei de legatura U a cristalelor metalice la raza de echilibru [1]:

$$U(\gamma_e)=-\frac{Ae^2}{\gamma_e}+\frac{B}{\gamma_e^2}-\frac{Ce^2}{\gamma_e^3};\ A, B, C - \text{constante} \quad (1)$$

Primul termen se refera la energia potentiala a electronilor liberi, al doilea, la energia cinetica a acestora iar al treilea, la energia cinetica a electronilor în stare minima (OK).

Întrucât ultimul termen poate fi neglijat, iar al doilea termen este dependent de temperatura, potentialul U (r) poate fi aproximat prin potentialul:

$$U(\gamma_e)=-\alpha\frac{a}{\gamma}+\beta\frac{b}{\gamma^2}=U_A+U_\gamma;\ \beta+\beta^o(1+\varepsilon T) \quad (2)$$

în care a si b reprezinta constante dependente de sarcinile ionilor în interactie, iar α si β sunt doua constante ce iau în consideratie si energia de interactie a ionului cu ceilalti ioni din retea. Acest potential este conform legii dilatarii:

$$\gamma_e=\frac{\beta b}{\alpha a}=\frac{\beta^o b}{\alpha a}(1+\varepsilon T)=\gamma_e^o(1+\varepsilon T) \quad (3)$$

în care: ε - coeficientul de dilatare; $\gamma_e = d/2$; d - parametrul retelei, T - temperatura.

Prin vibratii termice, ionii de carbon C_k din planele π_k ale retelei de austenita intra în câmpul repulsiv U_r al ionilor de Fe vechi fiind apoi accelerati de acesta. Distanta l_F parcursa de ionul C_k împotriva fortelor de frânare din retea aproximate ca fiind invers proportionale cu constanta de difuzie: $D(T) = D_o e^{-Q/RT}$ reprezinta în acelasi timp si grosimea teoretica a lamelelor de ferita si, implicit, de cementita, deoarece întrecerea de la concentratia austenitei la cea a cementitei, distanta dintre marginea retelei de austenita transformata si cea a retelei de cementita în formare creste o data cu migrarea ionilor de carbon scosi din marginea retelei de austenita, deci ionii C_k ce nu mai ajung la marginea retelei de cementita nu mai contribuie la formarea acesteia ci doar îmbogatesc în carbon lamela de ferita (fig. 1).

Aplicând legile mecanicii clasice, din egalitatea dintre diferenta de potential repulsiv U_r (r,T) accelerator si lucrul mecanic efectuat de fortele de frânare, rezulta relatia:

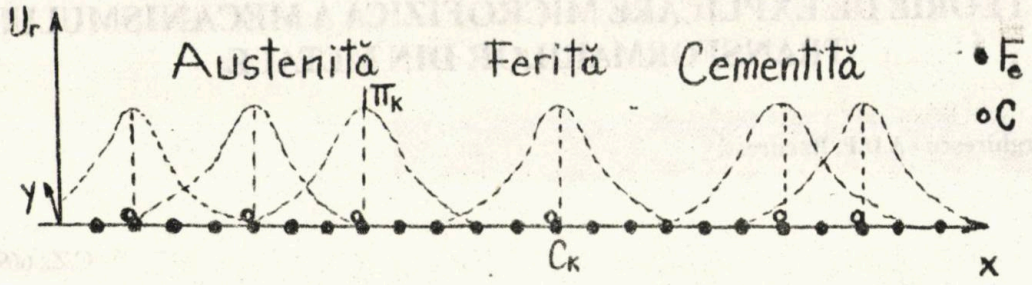


Fig. 1

$$L_f(T)=\frac{U^0\gamma_0(\beta_1^0-\beta_2^0)(1+\varepsilon T)}{A}D_0e^{-\frac{Q}{RT}}=$$

$$=Be^{-\frac{Q}{RT}(1+\varepsilon T)} \qquad (4)$$

în care: β_1^0 si β_2^0 caracterizeaza potentialul repulsiv al ionilor de Fe din reteaua cu si fara ioni de carbon; (β_1 = f(Ce); β_2 = const.); A - constanta.

În aproximatia: a) grosimile lamelelor de ferita si cementita sunt aproximativ egale; b) distanta maxima între lamelele unei colonii perlitice, la 726^{0}C, este: 2 $l_{FM} = 1\mu$m, rezulta doua valori, medie si maxima pentru constanta B: B_M = 5 mm/°K; B_m = 2,5 mm/°K si urmatorul tabel de variatie a distantei Δ dintre lamele cu temperatura.

Concluzii

1. Se observa ca teoria, respectiv relatia (4) da valori concordante cu datele experimentale precum si cu relatia lui Zener [1], (5) dedusa din relatiile termodinamice ale transformarii.

2. Mai mult, relatia (4) se mentine valabila si pentru domeniul bainitic al transformarii, temperatura "de extractie" pentru care: L_F=d (parametrul retelei) rezultând aproximativ egala cu limita inferioara a transformarii bainitice (T_e (d) = 280^{0}C).

3. In domeniul transformarii martensitice, deplasarile atomilor de carbon în otelul încalzit izoterm rezulta conform relatiei foarte mici, practic neimportante sub 0,1Å explicându-se deci particularitatile transformarii martensitice, pentru cazul careia din teorie rezulta relatia:

$$\Delta d=D_0(m_kA)^{-1}\,e^{-\frac{Q}{RT}}\,U_\gamma^0\,\beta^0\varepsilon\,d\,\overline{\text{grad}}\,T; \qquad (6)$$

Temperatura, °C	Interdist.ΔM max.,μm	Interdist. Δm med., μm	Rel.Zener Δm μm	Constituent
726	1,00	0,5		perlita grosolana
720	0,94	0,47	2,80	perlita
700	0,78	0,39	0,65	perlita
680	0,64	0,32	0,37	perlita sorbita
650	0,46	0,23	0,22	sorbita
620	0,33	0,167	0,16	sorbita
600	0,26	0,13	0,13	sorbita troostita
580	0,20	0,10	0,116	troostita
560	0,158	0,079	0,10	troostita
540	0,12	0,06	0,09	troostita
500	0,066	0,033	0,07	bainita sup.
450	0,029	0,0146		bainita sec.
400	0,011	0,057		bainita s.- bainita inf.
350	0,0038	0,0019		bainita infr.
300	0,001	0,0005		bainita inf.
280	0,00038	0,0019		limita: l = d; (T = T)

Acceleratiile de frânare a ionilor C în reteaua cristalina la temperaturi ale transformarii perlitice rezulta de ordinul a: $10^9 \div 10^{12}$ m/s^2; (foarte mici, comparativ cu acceleratiile de interactie electrostatica).

m_k = masa atom C

4. Transformari similare transformarii perlitice din oteluri pot fi explicate prin acelasi mecanism microfizic: de exemplu, transformarile în stare solida din aliaje Al-Cu (formarea fazei dure β) s.a.

5. **Alte implicatii teoretice:**

Teoria permite o completitudine mai mare si în explicarea altor transformari din aliajele metalice cum ar fi transformarile termoelastice si termoelectrice.

a) Cazul transformarilor termoelastice.

Proprietatea de a "memora" o stare de deformare data la cald a unor aliaje tip "marmem" (Ni-Cr, Cu-Al-Ni, Cu-Au-Zn s.a.), e explicata în prezent de teoria transformarii martensitice reversibile prin mecanismul demaclarii fortate la rece si remaclare termica. Conform teoriei propuse, pentru o lamela din aliaje Ni-Al de exemplu, îndoita la cald (500^0C) atomii de Al se vor distribui echidistant prin cresterea potentialului repulsiv: $U_r(T)$, la distanta reciproca "d". Daca lamela e răcita si îndreptata prin demaclare, pe fata B tensionata la întindere distantele dintre atomii de Al cresc pâna la distanta: d' > d. Prin revenire la temperatura ridicata, câmpul repulsiv U_r revenind la raza de actiune: r_e = d, determina actiuni repulsive întâi între ionii de Al de pe fata A si apoi între cei de pe fata B (când: r_e > d) readucând lamela la forma initiala.

b) Cazul transformarilor termoelectrice:

Efectul Seebek, punând în evidenta aparitia unei tensiuni electromotoare,este explicat în prezent de variatia nivelului termic cu temperatura. Concordant cu aceasta, teoria propusa explica aparitia tensiunii electromotoare Seebeck ca suma pe circuit (închis) a diferentelor de potential: ΔU_1 si ΔU_2 generate de cresterea cu temperatura a potentialului repulsiv:

$$U_\gamma(1)=\beta_1 U_\gamma^0;\ U_\gamma(2)=\beta_2 U_\gamma^0,\ \text{cu: } \beta=\beta^0(1+\varepsilon T)$$

$$E=\Delta U_1+\Delta U_2=U_\gamma^0\varepsilon_1\beta_1^0(T'-T)-U_\gamma^0\varepsilon_2\beta_2^0(T'-T)=$$

$$=K(T'-T)$$

Se regaseste astfel relatia cunoscuta a efectului Seebeck. Având gradul de generalitate al relatiilor de baza, rezulta si alte implicatii ale teoriei.

Bibliografie

[1] **St. Mantea, N. Geru, s.a.:** *Metalurgie fizica*, Editura Tehnica Bucuresti, 1970

[2] **S. Gâdea, M. Predescu:** *Studiul materialelor*, Editura Didactica si Pedagogica, Bucuresti, 1983

[3] * * * *The mechanism of phase transformation in metals.* Symposium, London, Inst. Metalurgie, 1956

REVISTA REVISTELOR

DRAHT, *Germania, 1994, nr.3*

- *Starea, problemele si solutiile pentru industria sârmei din Germania, p.143*
- *Noua norma europeana pentru sârma laminata din otel, p.146*
- *Caracteristicile materialului de pornire si ale prelucrarii sârmei turnate si laminate din Cu, p.148*
- *Numarul optim de fire la trefilarea multipla, p.154*
- *Punctele slabe reale în sistemul de calitate, p.165*
- *Metale dure pentru trefilarea sârmei din otel, p.169*
- *Situatia actuala a tehnologiilor sârmei lacuite, p.175*
- *Asigurarea calitatii sârmelor de bobinare lacuite, p.178*
- *Masurarea proprietatilor mecanice ale sârmelor foarte subtiri, p.181*
- *Cabluri de sârma cu presare cu buloane, p.190*

DRAHT, *Germania, 1994, nr.4-5*

- *Calificarea colaboratorilor si alte masuri pentru asigurarea existentei unei fabrici de arcuri, p.267*
- *Procese de difuzie în pat Foucault pentru cabluri din otel acoperite cu alama, p.269*
- *Sistem de masurare continua a modulului E la trefilarea sârmei, p.273*
- *Bobinator static complet automat, p.277*
- *Cercetari asupra rezistentei la încovoiere a cablurilor din Al/St, p.284*
- *Situatia proiectelor de norme europene în domeniul sârmei din otel pentru arcuri, p.284*
- *Tragerea sârmei, barelor si a tevilor, p.275*

PROGRAMUL DE ACTIUNE "SIDEX 10%" VERDE

Ing. I. Grosu - Sef Birou Protectia Mediului

C.Z.: 669.1.013.5

Credem ca este necesar sa prezentam o serie de aspecte tehnice care ne-au condus la declansarea acestei actiuni, vizând în special rolul ecologic al zonelor împadurite si înierbate în cadrul unor incinte industriale.

Dupa parerea noastra, suprafetele împadurite reprezinta cea mai ieftina investitie ecologica, cea mai stabila în timp si, pentru o anumita categorie de poluanti, cea mai eficienta.

Literatura de specialitate, dar mai ales practica, demonstreaza ca în baza caracterului de necesitate a unor zone împadurite, acestea reprezinta un filtru biologic absorbant si un caracter viu, prin care se produc importante efecte de asanare si purificare a atmosferei apropiate (absorbtia gazelor si vaporilor toxici si metabolizarea unora în frunzele arborilor, absorbtia undelor sonore etc).

De asemenea, prin procesul de fotosinteza, pentru fabricarea unei tone de biomasa lemnoasa, arborii consuma 1,6 t bioxid de carbon si elibereaza 1,3 t oxigen (un arbore înalt de 25 m, cu diametrul coroanei de 15 m, produce ziua într-o ora, 1,7 kg oxigen, cantitate ce corespunde necesarului de oxigen al unui om pentru 3 zile).

Pe aceeasi linie, putem prezenta ca un hectar de padure de foioase absoarbe într-un an 42 t bioxid de carbon, producând 30 t oxigen, în comparatie cu un hectar de vegetatie ierbacee care produce 3-5 t oxigen si nu creeaza prin perenitate un ecosistem asa cum o face padurea.

Aerul produs de padure contine un numar redus de microbi, iar frunzisul arborilor reprezinta un filtru viu care retine particulele de praf si care dupa fiecare ploaie se spala refacând capacitatea de retinere (un hectar de padure poate retine 68 t de praf).

Padurea retine si neutralizeaza în masura însemnata diversi poluanti în stare gazoasa (trioxid de sulf, compusi ai fluorului si carbonului), iar anhidrida sulfuroasa este fixata si metabolizata la nivel de 5 mg/m^3 aer, astfel încât un aer poluat cu 0,10 mg/m^3 aer de anhidrida sulfuroasa se purifica complet daca traverseaza lent un hectar de padure de foioase.

Capacitatea padurii de a crea o bariera biologica este limitata, în functie de natura speciilor forestiere ce o compun (foioasele sunt mai eficiente), de concentratia poluantilor, padurea îndeplinind functia de purificare numai cu pretul suferintei biologice a arborilor.

Padurea atenueaza intensitatea zgomotelor formând un ecran acustic datorita suprafetei mari a frunzelor asigurând reducerea cu 6-8 decibeli la fiecare 20 m de front de padure.

Padurea îmbogateste zonele limitrofe cu ioni negativi utili sanatatii oamenilor, eliminând fitoncide, contribuind la combaterea microbilor, inclusiv a celor ce genereaza boli grave.

Toate aceste deosebite calitati se realizeaza dupa 5-7 ani când se creeaza starea de masiv si îsi pastreaza nealterate aceste calitati pe o perioada îndelungata (50-100 ani).

Efectele benefice ale zonelor împadurite din incinta unor mari combinate siderurgice se regasesc nu numai în starea mediului înconjurator, ci si în eficienta activitatilor de baza, în îmbunatatirea ambiantei de lucru, asa cum este demonstrat si de experienta altor tari.

Astfel, în Japonia, 15% din suprafata ocupata de un combinat siderurgic cu flux integrat cu o capacitate de 5 mil. t otel, este ocupata cu spatii verzi forestiere, iar în Germania si Austria 12-18% din spatiile combinatelor siderurgice sunt cu vegetatie.

Aceste considerente ecologice la care se adauga si faptul ca pe pante zonele împadurite reduc pericolul alunecarilor de teren si aspectul financiar în sensul ca dupa 10 ani se poate valorifica masa lemnoasa excedentara din aceste zone au determinat conducerea combinatului sa porneasca un program de împadurire înca din anul 1991 mai ales a zonelor exterioare limitrofe SIDEX, realizându-se pâna în prezent ocuparea unei suprafete de 11,5 ha - care din anumite considerente înca nu se afla la o stare corespunzatoare de vegetatie.

Având în vedere problematica majora a programului de depoluare prin efort biologic din cadrul SIDEX Galati, conducerea Combinatului a aprobat actiunea SIDEX 10% VERDE - care consta în urmatoarele:

a) Ecologizarea planului general al combinatului prin eliberarea si curatirea suprafetelor de deseuri, piese de schimb, fier vechi, definitivarea lucrarilor începute

b) Nivelarea unor suprafete pentru a le face apte de împadurire si înierbare

c) Crearea unor zone verzi pe mari suprafete neocupate sau netehnologice prin plantare de arbori, arbusti cât si înierbare

d) Repararea, modernizarea si amenajarea drumurilor si cailor de acces

e) Refacerea unor suprafete mici împadurite sau

înierbate si întretinerea lor într-un cadru organizat

f) Introducerea unui sistem de urmarire si paza a suprafetelor amenajate.

Din suprafata totala de 1595 ha exista o suprafata libera de 202 ha din care suprafata amenajata circa 30-35 ha (mai mult înierbata), adica 2,1% din suprafata totala.

Rezulta ca actiunea aprobata de conducerea combinatului vizeaza amenajarea unei suprafete de 159 ha (adica 10% din 1595 ha) în special prin plantarea cu specii forestiere rezistente la socul poluarii: plop, salcie, salcâm, stejar rosu, mojdrean), si înierbarea altor suprafete care nu se preteaza plantarii (halda de zgura), actiuni care se desfasoara pe 3 ani (pâna la 30.12.1998).

In realizarea acestei actiuni sunt angrenati în mod practic factori de conducere din uzine si sectii apartinatoare SIDEX si conducerile unor societati comerciale de pe platforme ca ATLAS, Electrocentrale, ICMRSG, TMUCB, Energoconstructia în asa fel încât problemele sa fie conduse în mod unitar, printr-un colectiv central si un colectiv executiv.

Se vor folosi în sustinerea actiunii documentatiile facute de catre IPROMET, ICAS si Institutul National de Pedagogie, punându-se un mare accent pe delimitarea precisa a zonelor, stabilirea speciilor în functie de natura solului, asigurarea udarii pe tot parcursul anului si un regim sever de paza si întretinere.

Efortul financiar estimat pentru finalizarea actiunii este deocamdata de 650 000 000 lei, urmând ca de la caz la caz sa se obtina alte fonduri în special pentru utilaje de lucru si întretinere.

Avem convingerea ca acest program de actiune SIDEX 10% VERDE conjugat cu eforturile deosebite facute pentru repararea, modernizarea si instalarea de noi instalatii de depoluare pe tot cuprinsul fluxului tehnologic, va asigura societatii noastre un nume de marca pentru otelul produs, si pentru conditiile în care este produs, un mediu înconjurator curat în zona municipiului Galati asa cum se cere sa intram în mileniul trei.

REVISTA REVISTELOR

Fonderie Fondeur d'aujourd'hui, *Franta, 1994, nr.137*

- *Sinteza GIFA '94: inovatii si realizari noi în turnatorie, p.10*
- *Modelarea procesului de turnare, p.12*
- *CFAO si realizarea rapida a prototipurilor, p.17*
- *Topirea metalelor feroase si neferoase, p.19*
- *Metalurgia, procedee si produse, p.28*
- *Echipamente pentru formare si miezuri, p.32*
- *Procedee si produse de formare si miezuire, p.39*
- *Formarea si formele metalice, p.43*
- *Finisarea pieselor turnate, p.46*
- *Protectia mediului, p.51*

IMONO, *Japonia, 1994, nr.6*

- *Presiunea transferata si calitatile de turnare ale turnatelor din aluminiu sub presiune, p.412*
- *Analiza dinamica a efectelor variabilelor de turnare asupra fluiditatii aluminiului, p.418*
- *Efectele ciclarii termice asupra compozitelor extrudate la cald cu fibre scurte de alumina din aliajele de aluminiu, p.424*
- *Aplicarea procesului de revenire austenitica succesiva la fonta nodulara realizata prin procedeul de modificare în forma (Inmold), p.430*
- *Imbunatatirea preciziei dimensionale si a productivitatii totale prin formarea cu impact de aer, p.436*
- *Conditiile si proprietatile de sudare ale îmbinarilor la sudura în argon a fontei, p.443*

IMONO, *Japonia, 1994, nr.7*

- *Efectul duratei încalzirii în domeniul ($\alpha+\gamma$) asupra rezilientei fontei maleabile cu revenire austenitica speciala, p.477*
- *Efectul revenirii asupra rezilientei fontei maleabile, p.483*
- *Caracteristicile de eroziune ale fontei maleabile cu diferite structuri, p.489*
- *Influenta plumbului si a calciului asupra morfologiei grafitului din fonta de turnatorie, p.495*
- *Asupra andurantei nisipului din ceramice si a diferitelor nisipuri de turnatorie din punct de vedere al proprietatilor mecanice, p.501*
- *Perfectionarea turnarii sub presiune la viteza mica si presiune mare, p.506*
- *Realizarea unei linii integrate de formare care poate folosi o forma pe lot, p.512*

CUM SA SCAPAM DE JUDECATA NEPOTILOR

Ing. I. Grosu - Sef Birou Protectia Mediului

C.Z.: 574

Omenirea are capacitatea de a face dezvoltarea durabila, de a asigura satisfacerea nevoilor prezente fara a compromite capacitatea generatiilor viitoare de a-si satisface propriile nevoi.

H. Brundtland

Albi sau negri, bogati sau saraci, mineri sau academicieni, femei sau barbati parcurgem durata noastra efemera pe pamânt fiecare lasând sau nu pentru viitor urmele personale de la caz la caz, dar în mod sigur lasam urme colective ca un fel de testament pentru generatiile viitoare.

Din întelegerea proprie, din ceea ce simtim cotidian, din informatiile care ne parvin pe diverse canale, am început sa ne convingem ca o societate sanatoasa sau o economie sanatoasa nu sunt posibile într-o lume în care domneste saracia si degradarea mediului si ca în acest sens sunt necesare ample schimbari de la nivelul ogoarelor pâna în salile în care se hotaraste soarta statelor, de la cheltuielile pentru cosul zilnic pâna la bugetele nationale.

Ne-am obisnuit sa masuram succesul dezvoltarii economice mai ales pe baza valorilor materiale pe care le producem, fara sa luam în calcul atât valoarea integrala a resurselor naturale cât si costul integral al degradarii mediului, multumindu-ne în unele cazuri sa aplicam doar principiul "cine polueaza - plateste".

Din toate aceste puncte de vedere, ne aflam într-un moment hotarâtor al istoriei omenirii, deoarece ne confruntam nu numai cu o saracie în agravare, cu foamete, cu boli dar si cu o deteriorare continua a ecosistemelor de care depinde bunastarea si sanatatea noastra.

România, tara în care natura a asezat ca nicaieri tot ce este mai frumos si sanatos, traverseaza în linii mari aceeasi stare de lucruri si socoteste ca viitorul generatiilor ce vor urma se cladeste azi pe faptele noastre care, de ce sa nu o spunem, sunt departe de a rezolva multiplele probleme cu care ne confruntam.

Cu riscul de a repeta idei aparute în diverse publicatii în care numai s-au enuntat sau dupa caz s-au explicat, ma folosesc de ocazia ce mi-a fost oferita de a prezenta un grup de idei pe scheletul Declaratiei de la Rio de Janeiro asupra Mediului si Dezvoltarii, ce trebuie avute în vedere de catre toti factorii implicati, de la omul de pe strada la cei mai importanti factori de decizie, pentru ca generatiile viitoare sa nu ne judece faptele noastre de azi.

Avem dreptul cu totii la o viata sanatoasa si productiva în armonie cu natura, asezând dezvoltarea noastra alaturi de necesitatile de mediu ale generatiilor ce vor veni.

Avem dreptul sa ne exploatam în mod rational resursele fara a provoca daune mediului atât la noi cât si la altii, iar daca totusi am provocat daune, sa le compensam cu masuri de înlaturare rapida a lor, fara a invoca nerecunoasterea si incertitudinea stiintifica.

În consecinta, trebuie sa încorporam în dezvoltarea noastra durabila, protectia mediului ca o parte integranta a acestui proces.

Trebuie sa stim ca bogatia vine întotdeauna din munca sub toate formele ei, folosindu-ne cu pricepere de rezultatele obtinute de altii fara a ne aroga drepturi ce nu ne apartin. Trebuie sa sadim în fiecare copil dragostea de tot ce natura a lasat dupa milenii de existenta si dupa legi care nu trebuiesc modificate de interesele noastre de moment, uneori egoiste si mercantile.

Protectia mediului începe de la gesturi firesti pâna la proiecte ce vizeaza refacerea acestuia si în acest amplu proces este necesara implicarea tuturor cetatenilor, încurajând constiinta, participarea publica si accesibilitatea la informatiile referitoare la mediu.

Trebuie sa învatam sa cunoastem legile referitoare la protectia mediului, dar mai ales sa le respectam cu strictete, oricât ar fi acestea de coercitive, pentru a pune semnul egal între telul major al actiunii si mijloacele ce duc la realizarea acestui tel.

Trebuie sa platim propriile greseli în domeniul protectiei mediului, întelegând prin aceasta nu o penalizare gratuita, ci un mijloc de a compensa greselile de astazi pentru a satisface nevoile viitorului.

Trebuie sa cautam necontenit noi tehnologii care, în contextul dezvoltarii durabile sa asigure o protectie majora a mediului facând un larg schimb de informatii între toti cei care pot decide în orice fel la pastrarea si îmbunatatirea factorilor de mediu.

Iata deci câteva argumente de ordin general care sustin ideea de a deveni pentru noi si pentru alti oameni constienti ca folosesc natura dar, în acelasi timp îi pastreaza nealterate calitatile initiale.

Numai asa vom scapa de o judecata aspra a celor care ne vor urma pe acest pamânt.

VIITORUL SIDERURGIEI? (II)

Ing. Al.Florea - S.C. ICPPAM S.A. Galati

C.Z.: 666.1

În industria siderurgica de la acest sfârsit de mileniu sunt în curs de desfasurare cercetari (unele din ele fiind realizate industrial, dar ale caror productii reprezinta înca o pondere mica raportat la volumul total clasic în ceea ce priveste tehnologiile aplicate) grupate - în mare parte - pe doua domenii de activitate si care prefigureaza, într-un viitor mai apropiat sau mai îndepartat, la începutul mileniului viitor, configuratia unei uzine siderurgice pentru producerea otelului, respectiv a laminatelor din otel, diferita de cea cunoscuta astazi.

Cele doua domenii de cercetare sunt:

1. Noi tehnologii care duc la un purtator de fier care sa înlocuiasca tehnologiile cunoscute din asazisul "sector primar" si anume, cocserii-aglomerare (sinterizarea minereurilor) - furnale.

2. Noi tehnologii în sectorul de prelucrare a otelului care sa duca la obtinerea de laminate cu consumuri energetice (gaze combustibile, energie electrica, termica) si instalatii minime.

Intre acestea doua ramâne în continuare, concurenta ce a început sa se faca simtita înca din cursul anilor '80, între convertizorul cu insuflare de oxigen si cuptorul electric cu arc si care va trebui sa-si gaseasca locul între - si în functie de - rezultatele industriale ale celor doua domenii evidentiate mai sus. Se pare, prin perfectionarile facute si continuarea cu "metalurgia secundara", ca tipul de cuptor electric a început sa câstige teren.

Aceasta nu înseamna ca o uzina siderurgica cu o configuratie tehnologica clasica nu mai are înca decenii de activitate, viata fiecareia depinzând de organizarea si perfectionarile care se fac (pentru a putea fi competitiva si eficienta) respectiv de conducerea manageriala si fondurile de care dispune. Trebuie mentionat faptul ca problemele ecologice au capatat o importanta crescânda, iar respectarea normelor de poluare admisa duce la cresterea cu 20-30% a costului investitiei.

Procedeele care ar putea înlocui furnalul sunt de producere a buretelui de fier si de reducere cu topire. Se urmareste trecerea la functionarea fara cocs, dezvoltându-se o serie de procedee denumite "reducerea cu topire", ce se desfasoara, fie într-un agregat de gazificare-topire cu strat fluidizat pentru carbuni si minereu preredus, respectiv burete de fier, fie într-un gazificator cu baie de fonta, în care se injecteaza carbuni si oxigen.

O trecere în revista a diferitelor procedee - cercetarile facute si încercarile la nivel de statii pilot - de elaborare a fontei fara cocs prin utilizarea directa a carbunilor este facuta în Steel Technology International, Anglia 1988, de catre Smith Brian de la British Steel Corporation, iar în 20 - 22 VII 1988 a fost organizat de catre Max Planck Institut für Eisenforschung din R.F.G. si Universitatea Kentuky din S.U.A., un seminar pentru discutarea stadiului de dezvoltare a noilor procedee de obtinere a fierului (fontei) al carui raport a fost publicat în Stahl und Eisen nr. 23/1988, de catre Dieter Janke si Rolf Steffen.

Metoda topirii reducatoare directa a minereului de fier este o tehnologie cu cercetari îndelungate si se asteapta sa devina un proces viitor de producere a fontei prin eliminarea sectorului primar al uzinelor siderurgice actuale si folosirea de minereu de fier fin si carbune necocsificabil.

Metoda reducerii directe a minereurilor de fier cu gaze reducatoare în cuva de tip "Midrex" sau altele ca: HYL I, HYL III, SL/RN a trecut la productia industriala, realizându-se în anul 1994 cantitatea de 27,4 milioane tone, din care 65% Midrex, cu o previziune de 44 milioane tone în anul 2000 si 48 milioane tone în anul 2005.

Prin procedeul de reducere cu topire, procedeul "Corex" (VAI Austria) are realizata o instalatie industriala la ISCOR (Africa de Sud) cu o capacitate de 1000 t/zi - C 1000 - din 1985, iar la "Posco" (Pohang Works) - Coreea de Sud este în constructie o instalatie C 2000 cu punere în functiune la finele anului 1995.

Mai sunt contractate:

- cu Indian Jindal Grup, doua instalatii "Corex" C 2000 cu o capacitate de 1,28 milioane tone/an pentru a produce otel Corex/BOF, instalatiile devenind operationale în lunile martie si septembrie 1997;

- cu Hambo Steel din Coreea de Sud, o instalatie "Corex" C 2000 care, împreuna cu o instalatie de reducere directa a minereului de fier DRI-Midrex si care foloseste gaz reducator de la instalatia "Corex" sa produca cca 1,5 milioane tone otel/an prin procedeul COREX/DR/EAF (fig. 1).

Se estimeaza o productie de fonta prin procedeul de reducere cu topire "Corex", de 5 milioane tone în anul 2000 si 25 milioane tone în anul 2010.

Se fac cercetari sustinute si pentru alte procedee de reducere prin topire, estimându-se ca surse de purtatori de fier pentru producerea otelului noile

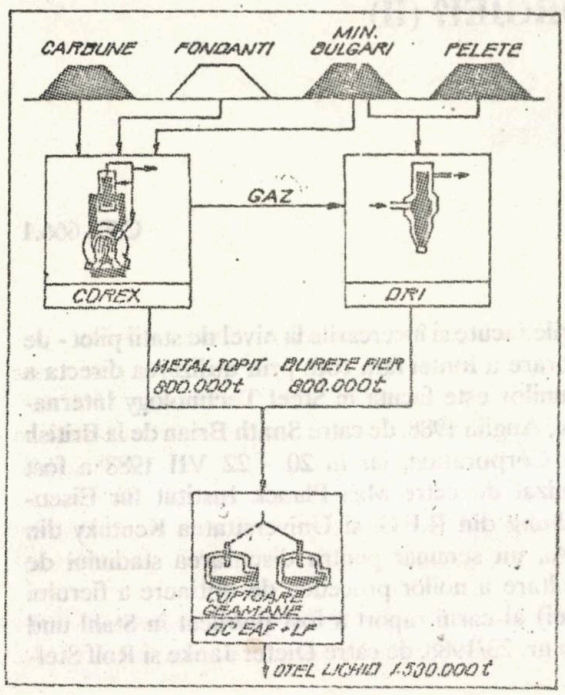


Fig. 1

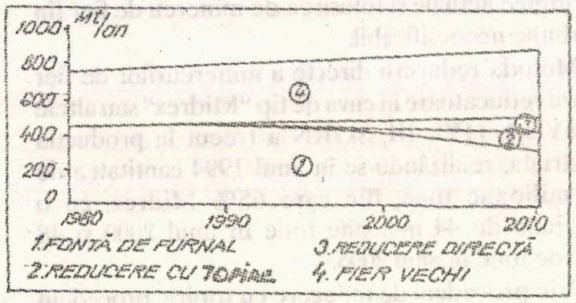


Fig. 2

Fonta de furnal ca sursa de fier, anul 2000: 1 - fonta de furnal; 2 - reducere cu topire; 3 - reducere directa; 4 - fier vechi
Pig iron as iron source, year 2000: 1 - pig iron; 2 - reduction with melting; 3 - direct reduction; 4 - scrap

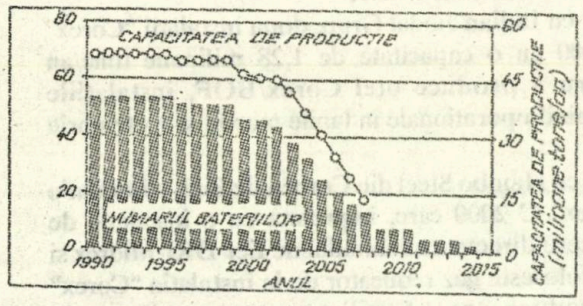


Fig. 3

Previziune asupra numarului de baterii de cocsificare în functiune în Japonia si capacitatea productiei de cocs (durata de viata a cuptoarelor unei baterii de cocsificare este de 35 ore)
Prevision on the number of the coke furnace blocks in function in Japan and the coke production capacity (the servicetime of the coke furnace block is of 35 hours)

procedee astfel ca începând cu anul 2000 scade ponderea furnalului (fig. 2).

Interesanta este prevederea numarului de baterii de cocsificare si capacitatea de productie de cocs în Japonia, între anii 1990 - 2015, prezentata în lucrarea "Tehnologii curente si de viitor în elaborarea fontei în Japonia" - publicata în International Iron and Steel Institute, cu o versiune prescurtata în Steel Times International din ianuarie 1992 (fig. 3), în situatia în care acestea nu vor mai fi reconstruite. Costul reconstruirii la capacitatea initiala presupune 15 miliarde dolari S.U.A. Problema care se pune este destul de urgenta: se reconstruiesc bateriile de cocsificare sau se obtine fonta prin alte tehnologii.

Lucrarea prezinta aspectele tehnologice în producerea fontei:

* Tehnologii actuale dezvoltate în Japonia la furnale
* Prezentarea proceselor de elaborare a fontei în secolul 21 (începând cu anul 2010).

Ca tehnologii actuale sunt prezentate:

* Instrumentatii si controlul sistemului
* Controlul distributiei încarcaturii
* Controlul nivelului termic
* Injectia de carbune
* Procesul de sinterizare hibrida
* Injectarea de minereu si de fondant

Ca noi tehnologii în elaborarea fontei sunt prezentate:

* Pseudococsul
* Procesul de topire directa a minereului (topire reducatoare); procesul DIOS: Direct iron ore smelting process.

Proiectul de cercetare pentru obtinerea de cocs prin formare a început în anul 1978, iar în anul 1984 s-a realizat un "pilot" de 200 t/zi la Nippon Yawata. Dupa teste facute timp de trei ani, calitatea cocsului a fost verificata timp de 70 de zile la furnalul nr. 4 (4250 m^3), de la uzina Tobata (Nippon Steel).

In acest proces, carbunele brut este brichetat cu un liant dupa uscare si macinare, granulat si sortat si apoi, carbonizat într- un cuptor rotativ.

Metoda topirii reducatoare directa a minereului de fier - procesul DIOS - a fost demarat în anul 1988, de catre Federatia Japoneza a fontei si otelului, în colaborare cu Centrul Japonez pentru utilizarea carbunelui, alocându-se suma de 95 milioane dolari S.U.A. Procesul face posibila folosirea minereului de fier fin si a carbunelui necocsificabil direct pentru producerea fontei topite si urmeaza a se finaliza concluziile statiei "pilot", în anul 1995, cu un studiu de fezabilitate si un proiect de conceptie pentru o instalatie industriala cu o capacitate de câteva mii tone de fonta lichida/zi. Cercetarea este cu atât mai importanta si sustinuta pentru realizarea industriala, cu cât multe baterii de cocsificare din Japonia vor trebui înlocuite în perioada dintre anii 2000 si 2010. Reusita procesului va face sa nu mai fie necesara reconstructia bateriilor de cocsificare.

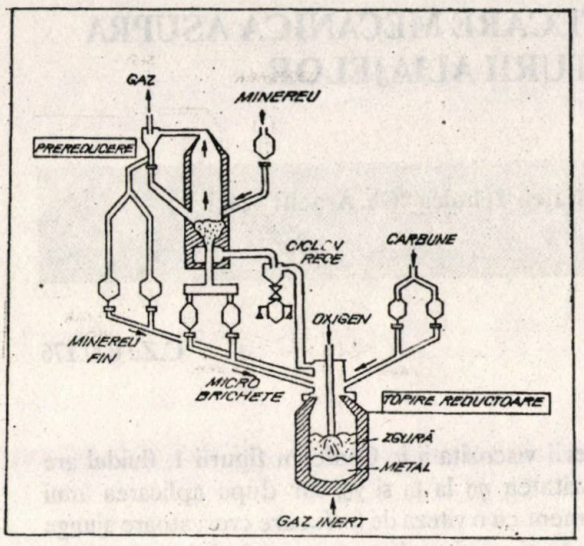


Fig. 4

Prezentarea schematica a cuptorului de prereducere si topire cu reducere într-un cuptor de 5 t de la Fukuyama
Schematic presentation of the prereduction furnace and melting with reduction in a 5t furnace at Fukuyama

Schema statiei pilot este redata în figura 4.

Tehnologia de reducere directa cu topire pentru obtinerea fontei este dezvoltata si de Klokner-Werke, care a început testele pentru aceasta tehnologie din anul 1982, prin modificarea unui convertizor de 60 t tip K-OBM la Maxhütte. In 1989 CRA Ltd. si Midrex Corporation formeaza împreuna Hismelt Corporation pentru dezvoltarea acestui proces, prin construirea unui "pilot" de 100 000 tone/an (14 t/zi) la Kwinana în Australia, pentru a continua cercetarea începuta în anul 1982 în Germania, capitalul investit depasind 100 milioane dolari S.U.A.

Firma SIDOR (SIDERURGICA DEL ORINOCO CA), Venezuela, foloseste procedeul de reducere directa a minereului de fier cu utilizarea gazului natural înca din anul 1976, HYL si Midrex. S-a investigat punerea la punct a unui sistem, profitând de principiul autoreformarii gazului. Astfel, firma SIDOR a pus la punct procedeul AREX. Obiectivul acestui nou proces a fost sa se elimine o parte a echipamentului de proces, integrându-se cele doua unitati principale care sunt instalatia de reformare si cuva reducatoare, acestea lucrând ca o singura unitate. Principalul obiectiv al cercetarii a fost sa se utilizeze reducerea directa ca un catalizator, tinând seama de principiul cunoscut, si anume ca reactia fier catalitic mareste puterea de reformare a gazului natural. Cercetarea a început în anul 1987 si, pe baza rezultatelor obtinute în statia "pilot" SIDOR, a initiat un program de testare industriala.

Concluzii

1. În a doua jumatate a secolului XX, prin crearea procedeului LD de elaborare a otelului si variantele acestuia, perfectionarile facute si turnarea continua a otelului, configuratia si tehnologiile dintr-o uzina siderurgica sunt diferite fata de cele din prima jumatate. In acelasi timp, instrumentatiile, automatizarile, perfectionarile tehnologice s-au facut si în domeniul elaborarii fontei (sector primar) si al laminarii otelului.

Prin noile cercetari tehnologice ce au început sa se fa[illegible]epând cu anii '80 prin definitivarea, implementarea si dezvoltarea acestora, se vor realiza alte tehnologii si se va schimba configuratia uzinelor siderurgice din prima jumatate a secolului XXI.

Noile generatii de ingineri vor lucra în anii 2020-2030 în alte uzine siderurgice, asa cum generatia anilor 1960-1970 au lucrat cu tehnologii si în uzine diferite de cele ale anilor 1930-1950.

2. Restructurarea si modernizarile preconizate pentru siderurgia româneasca dupa anul 1990, trebuiesc facute într-un termen optim pentru ca dupa finalizarea acestora în aceasta tranzitie tehnologica sa se evite ramânerea în urma a dezvoltarii tehnologice.

3. Înlocuirea tehnologica se face într-o anumita perioada de timp, aceasta fiind mai scurta sau mai lunga. Transformarile pot avea loc într-un viitor de 25-30 ani si sunt conditionate de viitor si în alte ramuri ale economiei mondiale, fiind determinate de expansiunea tehnica si tehnologica.

Bibliografie

[1] * * * *Cuptor cu pat fluidizat pentru convertizorul experimental al firmei NKK:* In: Steel Times International, Anglia, nr. 5, 1988

[2] **Dieter J. si Rolf S.:** *Seminar germano-american asupra unor procese metalurgice noi, de elaborare a fontei si otelului.* In: Stahl und Eisen, Germania, nr. 23, 1988

[3] *Procedeul comun de cercetare DIOS:* In: Nippon Steel News, Japonia, nr. 247, 1994

[4] *Hismelt reactiveaza elaborarea fontei la Kwinana.* In:Steel Times International, Anglia, ianuarie, 1992, p. 8

[5] *Prezentul si viitorul în tehnologiile de elaborare a fontei în Japonia:* In: Steel Times International, Anglia, ianuarie, 1992 (versiune prescurtata din "Elaborarea fontei modern - control si operatii", lucrare pentru IISI Comitetul pentru tehnologii si schimbari tehnice, sesiunea din mai/1991, p. 12)

[6] **Oscar Davis, Henry Buena:** *AREX confirma reducerea directa.* In: Steel Times International, Anglia, ianuarie, 1992, p. 18

[7] **C. Bohm si altii:** *Procedeul COREX revolutioneaza.* In: Steel Times International, Anglia, mai, 1995, p. 176

[8] *Cerere pentru surse alternative de fonta si dezvoltari în elaborarea fontei.* In: Steel Times International, Anglia, p. 180

[9] *DIOS intra în stadiu de pilot industrial.* In: Steel Times International, Anglia, ianuarie, 1992, p. 22

INFLUENTA SOLICITARII LA FORFECARE MECANICA ASUPRA VISCOZITATII SI STRUCTURII ALIAJELOR

Sef lucrari dr. ing. I.Carcea, conf. dr. fiz. M. Agop, Universitatea Tehnica "Gh. Asachi" Iasi
ing. Aurelia Georgescu - S.C.INTEC S.A. Bucuresti

C.Z.: 620.176

In functie de compozitia chimica, aliajele prezinta un anumit domeniu de tranzitie de la starea lichida la cea solida când acestea au un comportament asemanator dispersiilor coloidale. Dupa declansarea procesului de germinare si aparitia primelor cristale, topiturile nu se mai comporta ca fiind corpuri pur vâscoase, iar abaterea este cu atât mai mare cu cât ponderea fractiei solide este mai însemnata.

Suspensiile nenewtoniene pot fi independente de timp daca tensiunea tangentiala de forfecare ramâne constanta sau îsi modifica proprietatile în functie de tipul de forfecare. Daca în urma solicitarii la forfecare în conditii izoterme are loc o scadere reversibila, dependenta de timp, a modulului de elasticitate, a pragului de curgere si a viscozitatii, atunci fluidul are un comportament tixotropic, iar daca aceleasi proprietati se maresc în timp fluidul are un comportament reopexic.

Marimea tixotropicitatii unui sistem este proportionala cu aria histerezisului format între curbele de variatie ale viscozitatii la cresterea si respectiv micsorarea vitezei de forfecare în timp [1].

La marirea în timpul t a vitezei de forfecare γ, tensiunea de forfecare τ creste neliniar datorita scaderii viscozitatii η. Conform figurii 1, fluidul are viscozitatea η_0 la t_0 si γ_0, iar dupa aplicarea unui tratament cu o viteza de forfecare crescatoare ajunge ca la t_1 si γ_1 viscozitatea sa scada la η_1. Scaderea imediata a vitezei de forfecare se realizeaza cu plasarea marimilor mentionate pe curba I-O; astfel, la timpul t_x se obtine viscozitatea η_x. Daca tratamentul se continua pâna la timpul t_2, cu aceeasi viteza de forfecare, γ_1, atunci viscozitatea scade la η_2, iar revenirea la starea initiala se face pe curba II-O, astfel ca la timpul t_y se obtine viscozitatea η_y.

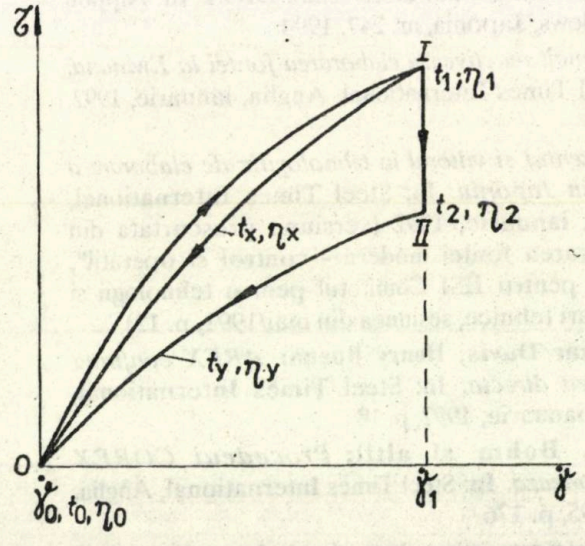


Fig. 1, a

Reograma variatiei tensiunii de forfecare si a viscozitatii
Rheograme of shearing tensile variation and of viscozity variation

Variatia viscozitatii în timp este prezentata în figura 1,b.

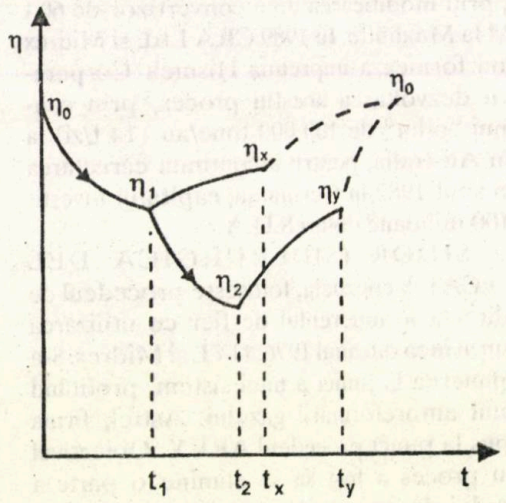


Fig. 1, b

Reograma variatiei tensiunii de forfecare cu viteza si timpul de forfecare
Rheograme of shearing tensile variation with the shearing speed and time

Scaderea vitezei de forfecare în acelasi interval de timp va duce la cresterea viscozitatii însa la valoarea η_x, respectiv η_y. Numai dupa un interval mult mai mare de timp se ajunge din nou la starea de echilibru în care $\eta = \eta_0$.

Importante domenii aplicative, cum sunt elaborarea si turnarea aliajelor speciale, fabricatia materialelor compozite etc., impun cunoasterea comportamentului reologic al suspensiilor metal lichid -

metal solid sau metal lichid - metal solid - particule ceramice.

Cercetari ample ale comportamentului reologic au fost efectuate asupra suspensiilor naturale, a solutiilor de polimeri, a unor suspensii de particule ceramice în fluide aflate la temperatura mediului [1],[2].

Asupra comportamentului reologic al suspensiilor de topituri metalice se gasesc foarte putine referinte în literatura de specialitate. In prezenta lucrare s-a abordat dependenta dintre intensitatea forfecarii topiturii si viscozitatea acesteia, precum si influenta tratamentului tixotropic asupra structurii aliajului solidificat.

Tehnica experimentala

In principiu, instalatiile experimentale utilizate pentru analizarea comportamentului reologic al suspensiilor sunt constituite dintr-o unitate de termostatare si una de antrenare mecanica la diferite viteze. La aliaje este necesara o incinta refractara, încalzita rezistiv sau inductiv, cu posibilitati de mentinere a temperaturii în intervalul liquidus-solidus, fara abateri termice semnificative.

Influenta forfecarilor asupra caracteristicilor

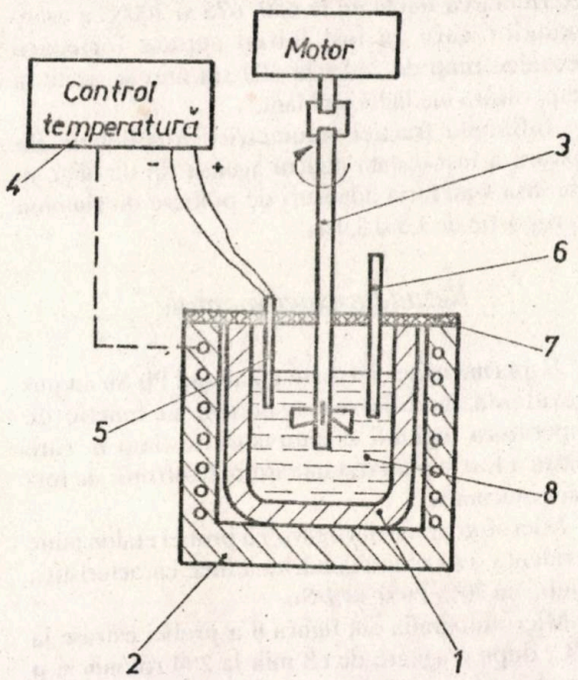


Fig. 2

Instalatie experimentala pentru tratarea prin forfecare mecanica a aliajelor Pb-Sn:
1 - creuzet; 2 - cuptor electric; 3 - agitator cu doua palete; 4 - înregistrator temperatura; 5 - termocuplu; 6 - tub de cuart pentru prelevat probe; 7 - placa izolatoare ; 8 - amestec lichid-solid
Experimental system for mechanical shearing of Pb-Sn alloys: 1-crucible; 2-electric furnace; 3-two propeller stirring device; 4-temperature recorder; 5-thermocouple; 6-cuartzite-tube for sampling; 7-insulating plate; 8-liquid-solid mixture

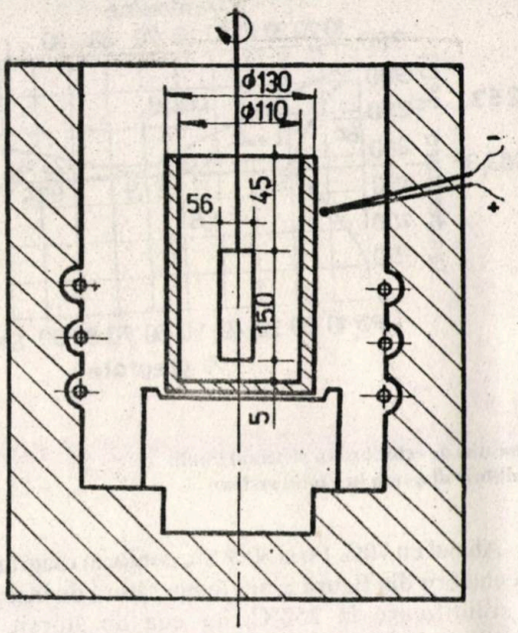


Fig. 3

Instalatie pentru forfecarea mecanica a aliajelor de Al
System for mechanical shearing of Al-alloys

suspensiilor supuse unui astfel de tratament se poate verifica direct, prin masurarea viscozitatii, sau indirect, prin analiza structurii în stare solida.

S-au adoptat doua solutii tehnice diferite atât din punctul de vedere al instalatiei de încalzire si forfecare cât si al modului de verificare a influentei asupra aliajului. Astfel, pentru aliajele pe baza de plumb s-a utilizat instalatia de încalzire si agitarea prezentata în figura 2 si s-au analizat structurile metalografice ale probelor extrase cu ajutorul unui tub de cuart. Pentru aliajele pe baza de aluminiu s-a utilizat instalatia prezentata în figura 3 si s-a verificat variatia viscozitatii prin masurarea lungimii probelor de fluiditate obtinute la turnarea în forma metalica cu canale drepte prezentata în figura 4.

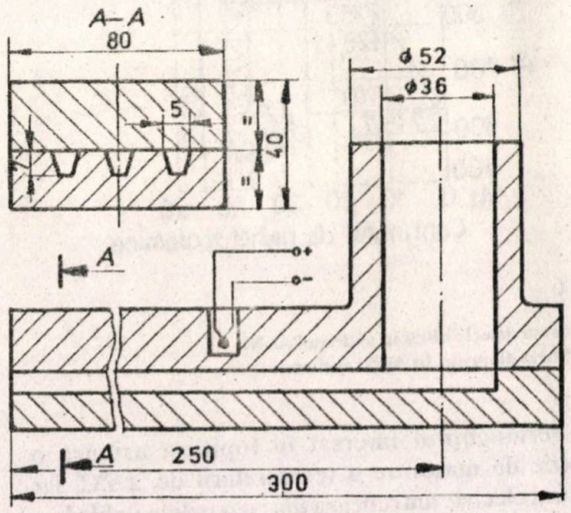


Fig. 4

Forma metalica pentru determinarea fluiditatii
Metallic dye for fluidity determination

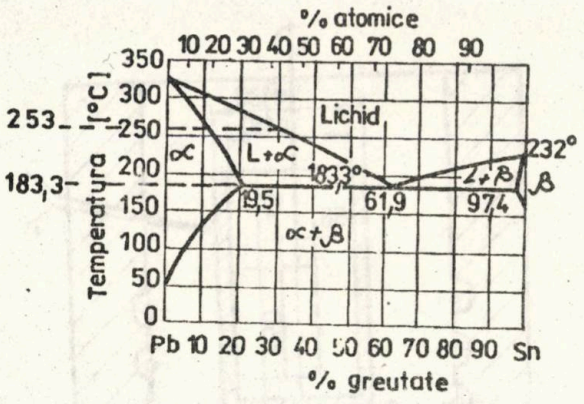


Fig. 5

Diagrama de echilibru în sistemul Pb-Sn
Equilibria diagram in Pb-Sn system

Aliajul cu 70% Pb si 30% Sn, conform diagramei de echilibru din figura 5, are temperatura de început de solidificare la 253°C, iar cea de sfârsit de solidificare la 183°C. Acesta a fost încalzit si topit în creuzetul ceramic al instalatiei din figura 2, prelevându-se probe la 220°C.

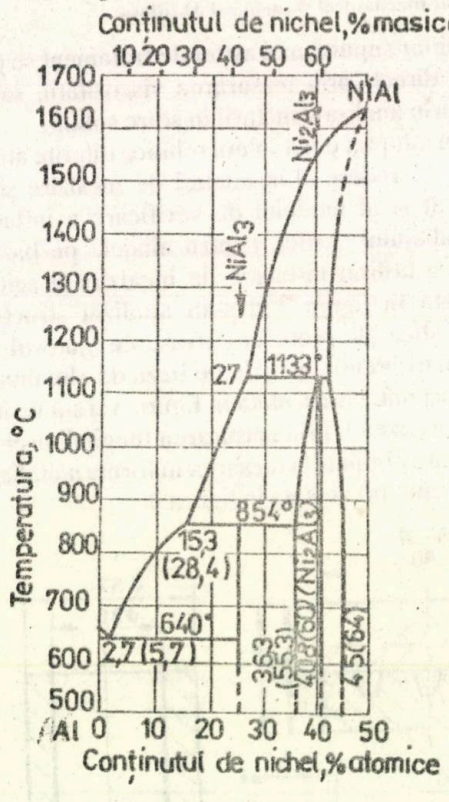


Fig. 6

Diagrama de echilibru în sistemul Al-Ni
Equilibria diagram in Al-Ni system

Termocuplul imersat în topitura asigura o precizie de masurare a temperaturii de ±5°C, iar motorul electric antreneaza tija cu o paleta dubla la o viteza de 200 rot/min. Datorita oxidabilitatii reduse nu s-au luat masuri speciale de protectie a suprafetei topiturii.

În aliajul cu 91% Al si 9% Ni, care conform diagramei de echilibru din figura 6 are temperatura de început de solidificare de 700°C, iar cea de sfârsit de solidificare de 640°C, s- a adaugat 1% Cu. La aceasta concentratie este posibil ca fractia solida primara sa fie constituita din compusii intermetalici: Al_3Ni, AlNi, Al_3Ni_2, Al_2Cu. Acest aliaj a fost încalzit si topit în creuzetul instalatiei din figura 3, topitura fiind protejata superficial cu un fondant, adaugat în proportie de 2%, ce contine cloruri si fluoruri ale metalelor alcaline si alcalino-pamântoase [3].

Dupa încalzirea aliajului la 700°C, cadrul metalic cu ansamblul de antrenare a tijei s-a pozitionat la partea superioara a incintei de încalzire si s-a agitat topitura la o viteza de rotatie a paletei de 600 rot/min. Temperatura de lucru fiind ridicata, timpul de agitare al probelor s-a limitat la 60, 120, 180 si 240 s. În timpul agitarii temperatura s-a mentinut la 650°C, apoi s-a turnat câte o proba de fluiditate si una pentru analize metalografice, iar dupa o mentinere de 20 min la 650°C s-a mai turnat câte o proba de fluiditate. Pentru fiecare proba, deci corespunzator fiecarei perioade de agitare, forma metalica de fluiditate a fost încalzita la 150, 175 si respectiv 200°C.

Verificarea capacitatii de mentinere a proprietatilor la retopirea probelor solidificate dupa o forfecare prealabila a topiturii s-a efectuat prin determinarea fluiditatii la 650, 675 si 700°C a esantioanelor care au fost initial supuse forfecarii mecanice timp de 240 s la 600 rot/min si racite la temperatura mediului ambiant.

Influenta fractiei volumetrice a solidului din topitura a fost testata pentru acelasi tip de aliaj, în care însa s-au facut adaosuri de pulbere de alumina în proportie de 1,5 si 3,0%.

Rezultate experimentale

Experimentele efectuate cu aliajul Pb-Sn au pus în evidenta modificarea structurii în functie de temperatura topiturii si intervalul de timp în care aceasta a fost supusa tratamentului tixotropic de forfecare mecanica.

Microfotografia din figura 7 a probei etalon pune în evidenta o structura dendritica fina, caracteristica aliajului cu 70% Pb si 30% Sn.

Microfotografia din figura 8 a probei extrase la 220°C, dupa o agitare de 68 min la 200 rot/min si o viteza de racire ε = 0,9°C/min, prezinta formatiuni de dendrite degenerate solidificate primar de forma neregulata. Valoarea fractiunii solide la momentul extractiei probei este de 19,3% si a fost determinata prin metoda planimetrarii.

Microfotografia din figura 9 a probei extrase la 220°C, dupa agitare de 83 de min la 200 rot/min, prezinta celule globulare solidificate primar prin coalescenta dendritelor si bratelor de dendrite fragmentate. Fractiunea solida la momentul extractiei probei a fost de 44%.

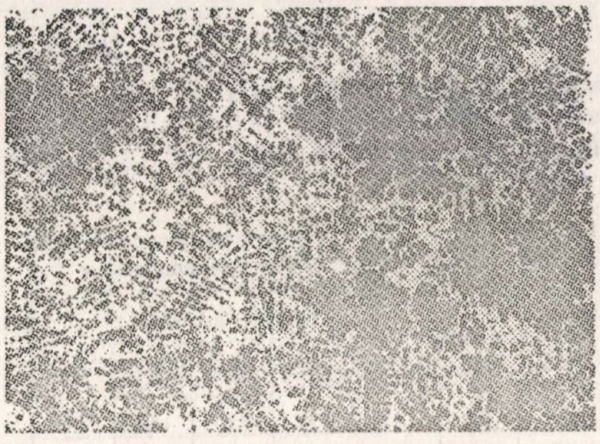


Fig 7

Microfotografia probei etalon Pb-Sn. Marirea 100 X
Pb-Sn sample microphotography x 100 magnification

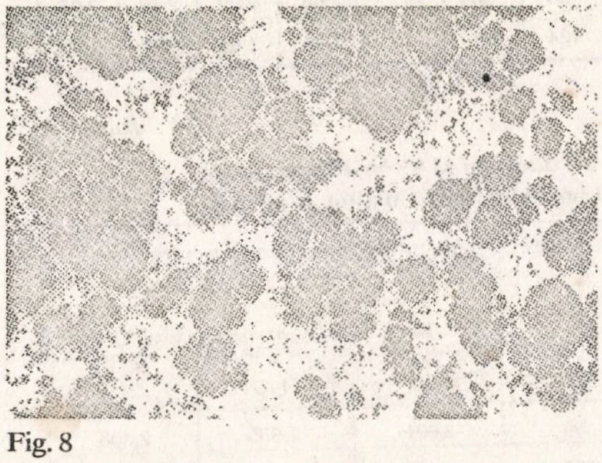


Fig. 8

Microfotografia probei Pb-Sn, extrase la 220°C dupa o agitare de 68 minute la 200 rot/min. Marirea 100 X
Pb-Sn sample microphotography taken at 220°C after a 68 minute stirring at 200 rot/min. x 100 magnification

Microfotografia din figura 10 a probei extrase la 220°C, dupa o agitare de 97 min la 200 rot/min, prezinta celule globulare solidificate primar în proportie de 74%. Faza solidificata secundar reprezinta 26%, din care 10% a fost cuprinsa în interiorul celulelor.

La al doilea set de experiente, aliajul Al-9%Ni-1%Cu a fost supus solicitarii mecanice de forfecare la 600 rot/min timp de 60, 120, 180 si 240 s, dupa care s-au turnat probe de fluiditate în forma metalica cu canale drepte preîncalzita la 150, 175 si 200°C. În fiecare caz, dupa turnare, restul de topitura ramasa în creuzet a fost mentinut fara agitare 20 min la 650°C, apoi s-au turnat alte probe de fluiditate.

Tabelul 1 reda lungimea probelor de fluiditate si viscozitatile aparente relative obtinute imediat dupa agitare, dar si dupa o mentinere izoterma la 650°C timp de 20 min.

Aliajul supus forfecarii timp de 240 s, solidificat sub forma de lingou, a fost retopit dupa 100 de zile si turnat la 650, 675 si 700°C pentru obtinerea probelor de fluiditate. In acelasi material s-au facut adaosuri de alumina cu granulatia cuprinsa între 71 si 160 μm,

Fig. 9

Microfotografia probei Pb-Sn, extrase la 220°C dupa o agitare de 83 min la 200 rot/min. Marirea 100 X
Pb-Sn sample microphotography taken at 220°C after a 83 minute stirring at 200 rot/min. x 100 magnification

Fig. 10

Microfotografia probei Pb-Sn, extrase la 220°C dupa o agitare de 97 min la 200 rot/min. Marirea 100 X
Pb-Sn sample microphotography taken at 220°C after a 97 minute stirring at 200 rot/min. x 100 magnification

în proportie de 1,5 si 3,0%, sub o agitare de 600 rot/min, timp de 60 s, dupa care s-au turnat probe de fluiditate în aceleasi conditii.

In tabelul 2 sunt redate valorile lungimii probelor de fluditate si cele ale viscozitatii aparente relative ale materialului obtinut în urma unui astfel de tratament si apoi retopit.

Interpretarea rezultatelor

Analiza probelor metalografice ale aliajului Pb-Sn pune în evidenta dispersarea dendritelor de faza α în cazul aplicarii tratamentului de forfecare mecanica, spre deosebire de aliajul solidificat în aer fara gitare, ce formeaza aglomerari dendritice de forma neregulata înconjurate de zone extinse de eutectic. Scaderea temperaturii în intervalul liquidus-solidus si marirea timpului de agitare a topiturii determina intensificarea destructurarii dendritelor si a coalescentei acestora sub forma globulara. Astfel, daca dupa o agitare de 68 min la 220°C se constată o

Tabelul 1

Fluiditatile si viscozitatile aparente relative ale aliajului Al-9%Ni-1%Cu supus forfecarii mecanice la 650 °C
Aparent relative fluidities and viscozities of an Al-9%Ni-1%Cu alloy under shearing at 650°C

Turnat	Temperatura formei °C	Lungimea probelor,mm					Vâscozitatea aperenta relativa				
		Timp de agitare,s					Timp de agitare,s				
		0	60	120	180	240	0	60	120	180	240
Imediat dupa agitare	150	35	20	44	112	180	2,90	3,10	2,78	1,86	1,78
	175	65	38	52	120	132	2,50	2,86	2,67	1,75	1,59
	200	156	73	130	176	158	1,27	2,39	1,62	1,00	1,24
Dupa o mentionare de 20 min	150	-	15	83	57	71	-	3,17	2,25	2,60	2,41
	175	-	53	95	60	97	-	2,66	2,09	2,56	2,06
	200	-	71	105	124	144	-	2,41	1,95	1,70	1,43

Tabelul 2

Fluiditatile si viscozitatile aparente relative ale aliajului Al-9%Ni-1%Cu retopit
Aparent relative fluidities and viscozities of an Al-9%Ni-1%Cu alloy remelted

Adaosuri de alumina,%	Temperatura aliajului la turnare, °C	Lungimea probelor, mm			Vâscozitatea aparenta relativa		
		Temperatura formei metalice, °C			Temperatura formei metalice,°C		
		150	175	200	150	175	200
-	650	36	55	94	2,891	2,635	2,108
-	675	68	70	157	2,459	2,432	1,258
-	700	95	-	152	2,094	-	1,324
1,5	700	11	17	46	3,229	3,148	2,756
3,0	700	16	36	34	3,162	2,892	2,919

dispersie extinsa a dendritelor si doar în câteva zone aparitia de celule primare, forfecarea la 220 °C, timp de 83 min, duce la accentuarea compactitatii fazei primare si a tendintei de globulizare a acesteia. În microfotografia din figura 10 se observa formarea unor celule mari, sferice, de faza primara, ce cuprind zone foarte restrânse de faza solidificata secundar.

Aceste rezultate confirma influenta temperaturii si a timpului de agitare asupra formarii structurilor nondendritice.

Tratarea prin forfecare mecanica a aliajului Al-9%Ni-1%Cu dovedeste ca dupa un timp scurt de agitare are loc scaderea fluiditatii, respectiv cresterea viscozitatii, explicata prin dispersarea dendritelor de faza primara. Marirea timpului de forfecare duce la îmbunatatirea fluiditatii si la reducerea viscozitatii ca urmare a ruperii dendritelor de faza primara si îngrosarii fragmentelor prin difuzie. Se constata ca la viteze de forfecare de 600 rot/min scaderea maxima a viscozitatii se obtine dupa 2-3 min de agitare.

Dupa o mentinere izoterma la 650°C, timp de 20 min se observa diminuarea efectelor forfecarii, cu mentinerea totusi a unei diferente semnificative fata de aliajul clasic. Reducerea caracteristicilor tixotropice este mai mare la probele forfecate un timp mai îndelungat, ca urmare a faptului ca la acestea fragmentele dendritice sunt suficient de groase pentru ca dezvoltarea lor sa se faca, în principal, axial. La probele solicitate mecanic mai putin fragmentele dendritice sunt mai fine, ceea ce înseamna ca la mentinere, o buna parte din lichid se consuma pentru îngrosarea acestor fragmente.

Retopirea si încalzirea la 650, 675 si 700°C a aliajului forfecat initial timp de 240 s pune în evidenta o slaba mentinere a proprietatilor obtinute în urma tratamentului tixotropic. Acest lucru este explicat fie de caracteristicile intrinseci ale materialului, fie de perioada redusa de forfecare ce nu a putut asigura formarea unor celule sferice de faza primara ca în cazul aliajelor Pb-Sn.

Adaosurile de alumina au dus la cresterea corespunzatoare a proportiei de faza solida la

temperatura data si a viscozitatii aparente relative cu 54 pâna la 120%.

Analiza microscopica [4] a pus în evidenta dendrite foarte lungi, solidificate sub forma de coada de paun la probele netratate tixotropic si fragmente ale dendritelor la probele supuse forfecarii mecanice. Pe masura cresterii timpului de forfecare izotermica, fragmentele dendritice se îngroasa si cresc în directia de miscare a suspensei, însa la lungimi mult mai reduse decât initial. Acest lucru este posibil datorita formei constructive a creuzetului si a paletei, care permit antrenarea cu viteza aproximativ constanta a întregii mase metalice lichide.

Concluzii

Gradul de forfecare al topiturilor metalice influenteaza atât proprietatile în stare lichida, cât si pe cele în stare solida.

La aceeasi viteza de forfecare proprietatile sunt influentate de durata tratamentului. In cazul aliajelor Pb-Sn s-a constatat ca la o viteza de forfecare de 200 rot/min durata optima de agitare este de 80-100 minute. Obtinerea structurilor nondendritice este favorizata de mentinerea izotermica la o temperatura cât mai apropiata de linia solidus.

Viscozitatea suspensiilor de aliaje Al-9%Ni-1%Cu creste putin în primul minut de agitare, apoi scade rapid în urmatoarele trei minute.

La durate mai mari de forfecare viscozitatea se reduce foarte putin, cu tendinta de atingere a unei valori minime constante.

Proprietatile se diminueaza cu timpul de mentinere pâna la momentul turnarii si mai ales dupa solidificare si retopire.

Bibliografie

[1] **Tudose, R.Z.:** *Reologia compusilor macromoleculari,* Editura Tehnica, Bucuresti, 1982, 131-144

[2] **Kardon, A.K., Pitchumani, R.:** *A Rheological Model for Particulate ceramic slurries at low temperatures.* Scripta Metalurgica et Materialia, vol. 29, nr. 8, 1993, p. 1095-1099

[3] **Carcea, I., Roman, C.:** *The Tixotropy of the Liquid Metallic Systems.* Matehn '94, Cluj-Napoca, România, 18-20 May 1994, Editor C. Arghir, Technic University of Cluj-Napoca Press, 1994, p. 481- 486

[4] **Carea, I., Georgescu, A., Roman, C.:** *The Influence of Mechanical Shearing on the solidification of alloys,* Buletinul Institutului Politehnic Iasi, Tom XL, fascicolul 1-2, 1994, p. 302

[5] **Lone, W.R., Nava-Vasquez, E. and Kool, W. H.:** *1st Just,* Conf on Semi-Solid Processing of Alloys and Composites, aprilie, 4-6, 1992

[6] **Kattamis, T.Z. Cornie, J.A.:** *Solidification processing of particulate ceramic-aliminium alloys composites,* in Cast Reinforced Metal Composites, edited by S.G. Fishman and A.K. Dhingra S.U.A., 1988

REVISTA REVISTELOR

ZVARANIE, *Slovacia, 1994, nr.5*

- *Principalele mecanisme care afecteaza plasticitatea îmbinarilor sudate, p.2*
- *Studiul proprietatilor îmbinarilor sudate si al andurantei structurilor, p.4*
- *Aspecte tribologice ale straturilor sudate destinate uzurii abrazive puternice, p.6*
- *Pulberi de productie VUZ pentru acoperiri, p.8*
- *Tehnologii si echipamente pentru remanierea pieselor armaturii principale de închidere DN 500 de la centralele nucleare V2, p.9*
- *Contributia VUZ la realizarea consumabilelor pentru sudura la centralele electrice, p.12*
- *Realizarea si posibilitatile de aplicare a tehnologiilor cu jet de electroni si laser, p.15*
- *Proiectarea si perfectionarea echipamentelor la VUZ, p.18*
- *Echipament pentru controlul automat al becurilor si capetelor de sudura, p.20*
- *Debitarea de precizie cu plasma a materialelor metalice, p.22*
- *Activitatea de încercari la VUZ, p.24*
- *Educarea sudorilor în tehnologiile VUZ si europene, p.25*
- *VUZ si expozitiile, p.26*
- *Cooperarea internationala a Vyskumny ustav zvaracsky, p.27*

ZVARANIE, *Slovacia, 1994, nr.6*

- *Aspecte de sudabilitate a otelului inox austenitic cu continut mare de bor, p.2*
- *Repararea otelului 12 0 61 (ISO C 60E4) pentru rulmenti, p.3*
- *Sisteme de informare în sudura, p.4*
- *Noi tipuri de instrumente de masura pentru tehnologiile de sudura, p.6*
- *Materialele plastice si sudabilitatea lor, p.7*

CALCULUL TERMODINAMIC AL CURBEI LIQUIDUS DIN DIAGRAMA DE ECHILIBRU Al-Fe

Dr. ing. Angel Aloman, profesor universitar, Universitatea "Politehnica" Bucuresti,
ing. Vasiliu Ghica, S.C. INTEC S.A.

C.Z.: 669.1.017

1.Principalele caracteristici ale diagramei de echilibru Al-Fe

Pe baza lucrarilor [1-13, 19, 20] publicate în perioada 1958- 1991, efectuând selectie si mediere a datelor si respectând legile, regulile si modelele privind diagramele de echilibru fazic [14-16], s-a construit o schema [21] a diagramei de echilibru Al-Fe (fig. 1). In aceasta schema, unele portiuni din diagrama sunt puternic deformate pentru a se putea distinge si trasa corect toate curbele si dreptele de transformare de faza. O diagrama de echilibru Fe-Al experimentata este prezentata în fig. 2 [11,13].

Diagrama de echilibru binara PDEB) a sistemului de aliaje Al-Fe este insuficient studiata si controversata, mai ales în zona aliajelor bogate în fier, unde se suprapune transformarea magnetica a solutiei solide α, peste transformari ordine- dezordine. De aceea, în aceasta zona, sunt trasate orientativ (cu linie discontinua) numai câteva din curbele de transformare de faza si nu se efectueaza analiza si calculul lor termodinamic; se figureaza curba de transformare magnetica si cele doua solutii solide ordonate (suprafetele) precipitate din α si notate cu β_1 ($AlFe_3$) si β_2(AlFe).

In alte doua probleme controversate s-a adoptat urmatoarea pozitie: faza θ(Al_3Fe) se topeste congruent [2,5,6,8,9] iar faza ε este solutie solida pe baza compusului Al_5Fe_3[19].

In ansablu, schema DEB Al-Fe are urmatoarele caracteristici principale:

» solubilitate totala în stare lichida;

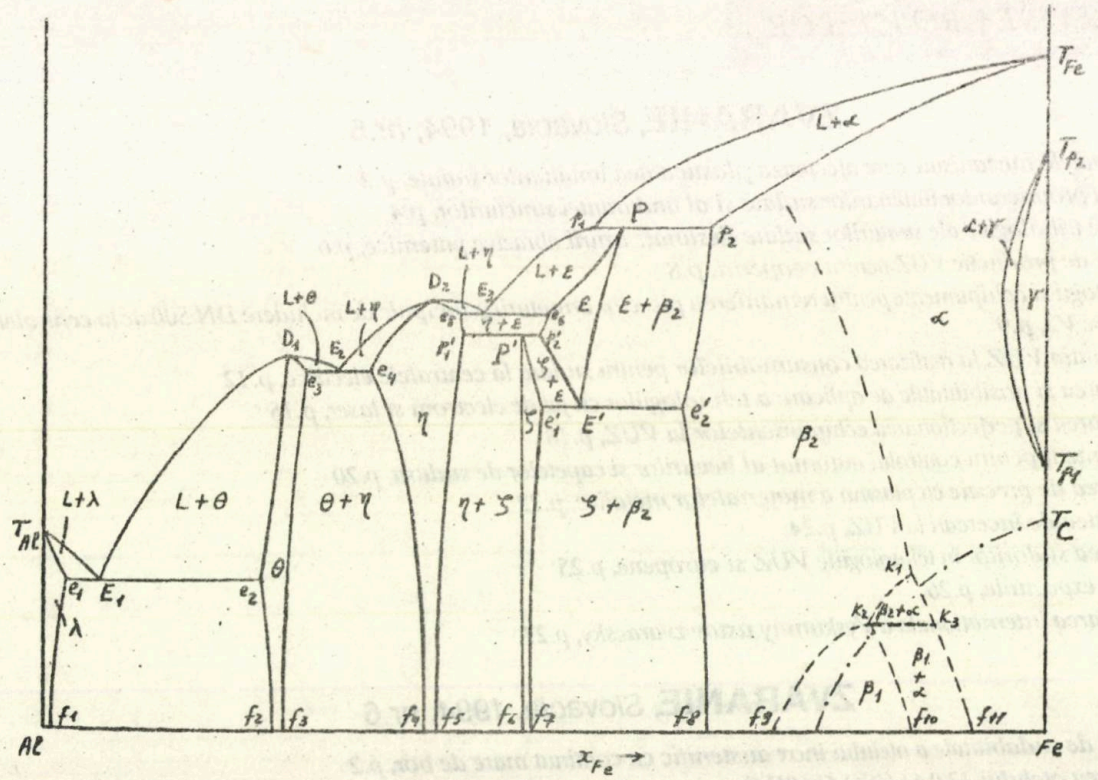


Fig. 1

Schema DEB Al-Fe
Al-Fe binary phase diagram

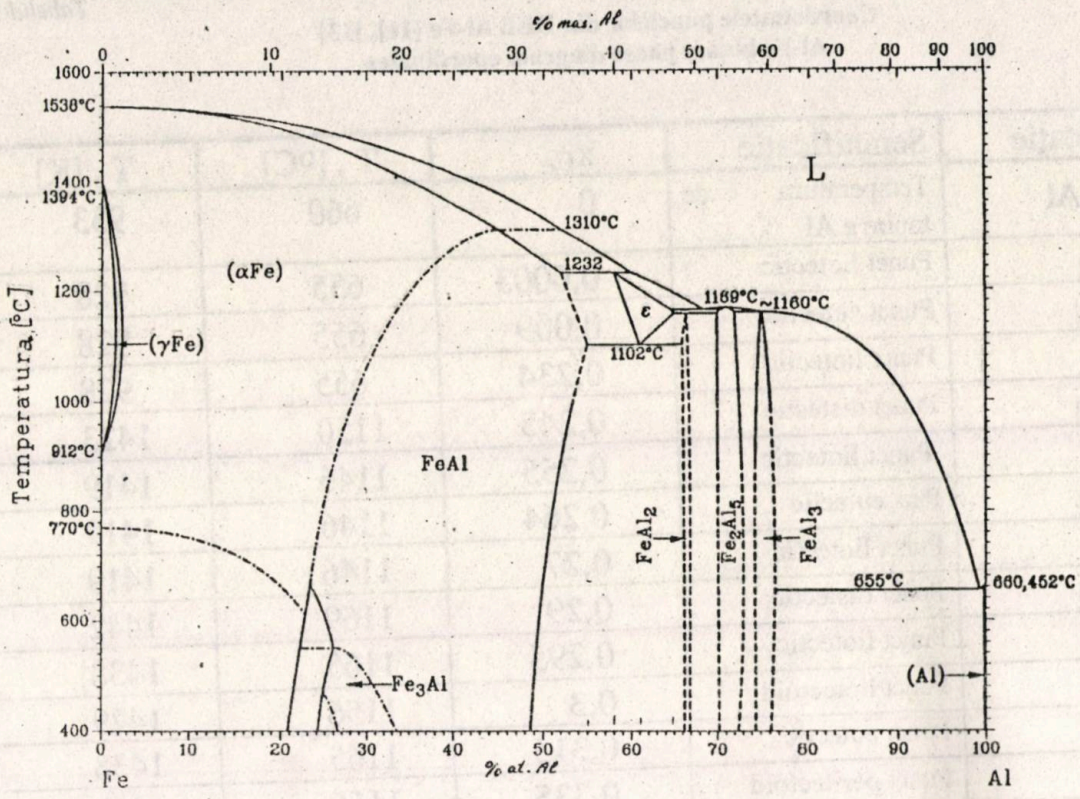


Fig. 2

Diagrama de echilibru Al-Fe [10], [16]
Al-Fe phase diagram [10], [16]

» solubilitate partiala în stare solida; se formeaza solutiile solide marginale λ (solutie solida de Fe în Al), α (solutie solida de Al în Fe_α) si γ (solutie solida de Al în Fe_γ);

» doi compusi θ (Al_3Fe) si η (Al_5Fe_2) cu compozitia variabila, cu topire congruenta, separati din lichid;

» un compus ε (Al_5Fe_3) cu compozitie variabila, cu topire incongruenta (se descompune înainte de topire), format prin transformare peritectica;

» un compus ζ (Al_2Fe), cu compozitie variabila, format prin transformare invarianta, trifazica, de compunere în stare solida, transformare peritectoida;

» doi compusi β_1(AlFe$_3$) si β_2(AlFe), cu compozitie variabila, separati din solutia solida α prin ordonare; probabil [8,10] compusul β_1 se formeaza prin transformare peritectoida degenerata;

» trei transformari eutectice:

$L_{E_1} \rightarrow \lambda_{e_1} + \theta_{e_2}$
$L_{E_2} \rightarrow \theta_{e_3} + \eta_{e_4}$
$L_{E_3} \rightarrow \eta_{e_5} + \varepsilon_{e_6}$

» o transformare peritectica;

$L_{p_1} + \beta 2_{p_2} \rightarrow \zeta_{p'}$

» doua transformari peritectoide:

$\eta_{p'_1} + \varepsilon_{p'_2} \rightarrow \zeta_{p_1}$

» o transformare eutectoida:

$\varepsilon_{E'} \rightarrow \zeta_{e'_1} + \beta_{2e'_2}$

» o transformare magnetica:

$\alpha_{feromagnetic} \leftrightarrow \alpha_{paramagnetic}$

» o transformare ordine-dezordine

$\alpha \leftrightarrow \beta_2$(AlFe)

Coordonatele punctelor de intersectie din schema DEB Al-Fe sunt date în tabelul 1. Caracteristicile compozitionale ale fazelor intermediare sunt prezentate în tabelul 2, unde se observa ca toti cei sase compusi cu compozitie variabila sunt faze bilaterale deoarece compozitia stoechiometrica se afla în interiorul domeniului de omogenitate.

Caracteristicile structurilor cristaline ale fazelor solide din DEB Al-Fe sunt date în tabelul 3.

Curbele si dreptele de transformare de faza din DEB Al-Fe sunt urmatoarele:

» curba liquidus - $T_{Al}E_1D_1E_2D_2E_{3p1}T_{Fe}$ este for-

Tabelul 1

Coordonatele punctelor din DEB Al-Fe [11], [13]
Al-Fe binary phase diagram coordinates

Notaţie	Semnificaţie	x_{Fe}	T , [°C]	T , [K]
T_{Al}	Temperatura de topire a Al	0	660	933
e_1	Punct liotectic	0,0003	655	928
E_1	Punct eutectic	0,009	655	928
e_2	Punct liotectic	0,234	655	928
D_1	Punct distectic	0,245	1150	1423
e_3	Punct liotectic	0,255	1146	1419
E_2	Puct eutectic	0,264	1146	1419
e_4	Punct liotectic	0,27	1146	1419
D_2	Punct distectic	0,29	1169	1442
e_5	Punct liotectic	0,295	1165	1438
p'_1	Punct liotectoid	0,3	1156	1429
E_3	Punct eutectic	0,315	1165	1438
P'	Punct peritectoid	0,335	1156	1429
e'_1	Punct liotectoid	0,34	1102	1375
p'_2	Punct liotectoid	0,35	1156	1429
e_6	Punct liotectic	0,355	1165	1438
E'	Punct eutectoid	0,39	1102	1375
p_1	Punct de tranziţie	0,4	1232	1505
P	Punct peritectic	0,42	1232	1505
e'_2	Punct liotectoid	0,45	1102	1375
p_2	Punct liotectic	0,48	1232	1505
T_{Fe}	Temperatura de topire a Fe	1	1538	1811
Tp_2	Temperatura de transformare polimorfică $Fe_\delta \rightarrow Fe_\gamma$	1	1394	1667
Tp_1	Temperatura de transformare polimorfică $Fe_\gamma \rightarrow Fe_\alpha$	1	912	1185
T_C	Temperatura Curie de transformare magnetică a Fe	1	770	1043

mata din mai multe ramuri corespunzatoare fazelor care se separa din lichid

$T_{Al}E_1$ - liquidusul lui λ
E_2D_2,D_2E_3 - liquidusul lui θ
E_{3p1} - liquidusul lui η
$_{p1}T_{Fe}$ - liquidusul lui ε

» curba solidus - $T_{Al}e_1E_1e_2D_1e_3E_2e_4D_2e_5E_3e_6Pp_2T_{Fe}$

» curbe solvus: e_1f_1, e_2f_2, e_3f_3, e_4f_4, $e_5p'_1$, p'_1f_5, $e_6p'_2$, $P'f_7$, $P'e'_1$, e'_1f_8, p'_2E', PE', $p_2e'_2$

» curbe polimorfus: doua curbe $T_{p1}T_{p2}$ pentru începutul si sfârsitul transformarii polimorfice $\alpha \leftrightarrow \gamma$

Tabelul 2

Fazele intermediare în DEB Al-Fe
Al-Fe binary phase diagram; intermediary phases

Simbolul fazei	Formula compusului	Compoziţia stoechiometrică x_{Fe}	Limitele domeniului de omogenitate [11]	Caracterul topirii
θ	Al_3Fe	0,25	0,234-0,255	congruentă
η	Al_5Fe_2	0,2857142	0,27-0,30	congruentă
ζ	Al_2Fe	0,3333333	0,331-0,34	-----
ε	Al_5Fe_3	0,375	0,35-0,42	incongruentă
β_1	AlFe	0,5	0,45-0,767	-----
β_2	$AlFe_3$	0,75	0,66-0,77	-----

Tabelul 3

Tipurile structurale (cristalochimice) ale fazelor din DEB Al-Fe [11]
Structural types of Al-Fe diagram phases [11]

Faza	Simbolul Struktur-bericht	Prototipul	Simbolul Pearson	Grupul spaţial	Parametrii reţelei [8] [Å]
λ	A1	Cu	cF4	Fm3m	---
θ (Al_3Fe)	---	---	mC102	C2/m	a=15,489; b=8,083; c=12,47; β=107°43'
η (Al_5Fe_2)	---	---	oC	Cmcm	a=7,675 b=6,403 c=4,2 (la x_{Fe}=0,28)
ζ(Al_2Fe)	---	Al_2Fe	aP18	P1	---
ε (Al_5Fe_3)	---	---	cI16	---	---
β_2 (AlFe)	B2	CsCl	cP2	$Pm\bar{3}m$	a=2,98
β_1 ($AlFe_3$)	DO_3	BiF_3	cF16	$Fm\bar{3}m$	a=5,812
γ	A1	Cu	cF4	$Fm\bar{3}m$	---
α	A2	W	cI2	$Im\bar{3}m$	a=2,8767 (la x_{Fe}=0,94) a=2,899 (la x_{Fe}=0,809)

» curba Curie de transformare magnetica - coboara din punctul T_C

» orizontala transformarii eutectice - $e_1E_1e_2$

» orizontala transformarii eutectice - $e_3E_2e_4$

» orizontala transformarii eutectice - $e_5E_3e_4$

» orizontala transformarii peritectice - p_1Pp_2

» orizontala transformarii peritectoide - $p'_1P'p'_2$

» orizontala transformarii eutectoide - $e'_1E'e'_2$.

Pentru calculul termodinamic al curbelor de transformare de faza, sistemul primar Al-Fe se împarte în trei susisteme cu notatii diferite ale concentratiei:

Al-θ(Al_3Fe); x'_{Fe}

θ($Al3Fe$)-η($Al5Fe2$); x''

η($Al5Fe2$)-ε(Al_5Fe3); x'''_{Fe}

In lucrarea de fata, care este o prima aproximare a DEB Al-Fe, se considera ca entalpiile de topire ale Al, Fe si ale compusilor nu depind de temperatura, gradul de disociere al compusilor la topire este zero, solutia lichida este ireala, iar fazele solide sunt cu compozitie constanta.

2. *Calculul curbei liquidus* T_AlE_1

Se considera ca în subsistemul Al-θ(Al_3Fe), faza λ este Al pur, iar compusul θ(Al_3Fe) este cu compozitie constanta, cu topire congruenta.

Atunci, ecuatia liquidusului aluminiului în subsistemul Al-θ(Al_3Fe) este [15]

$$\left(x_{Al}^{L,\lambda}\right)' = \exp\left[\frac{\Delta H_{Al}}{R}\left(\frac{1}{T_{Al}}-\frac{1}{T}\right)\right] \qquad (1)$$

unde ΔH_{Al} si T_{Al} reprezinta entalpia si temperatura de topire a aluminiului.

Trecerea de la subsistemul Al-θ(Al_3Fe) la sistemul primar Al-Fe se face cu ajutorul unei formule de transformare de coordonare [14]

$$x_{Fe}^{L,\lambda} = \frac{1-(x_{Al}^{L,\lambda})'}{4-3(x_{Al}^{L,\lambda})'} \qquad (2)$$

Introducând (1) în (2), se obtine:

$$x_{Fe}^{L,\lambda} = \frac{1-\exp\left[\frac{\Delta H_{Al}}{R}\left(\frac{1}{T_{Al}}-\frac{1}{T}\right)\right]}{4-3\exp\left[\frac{\Delta H_{Al}}{R}\left(\frac{1}{T_{Al}}-\frac{1}{T}\right)\right]} \qquad (3)$$

Se utilizeaza urmatoarele date termodinamice [15]

$$T_{Al}=660°C+273=933\ K \qquad (4)$$

$$\Delta H_{Al}=2570\ cal/mol \qquad (5)$$

$$R=1{,}987\ cal/mol\cdot K \qquad (6)$$

Introducând (4)-(6) în (3), rezulta:

$$x_{Fe}^{L,\lambda} = \frac{1-\exp\left[\frac{2570}{1{,}987}\left(\frac{1}{933}-\frac{1}{T}\right)\right]}{4-3\exp\left[\frac{2570}{1{,}987}\left(\frac{1}{933}-\frac{1}{T}\right)\right]} \qquad (7)$$

Pentru intervalul de temperatura 933-926 K (660-653°C) rezultatele calculului functiei $x_{Fe}^{L,\lambda} = f(T)$ sunt date în tabelul 4 si reprezentate grafic în fig. 3, în comparatie cu datele experimentale [11,13].

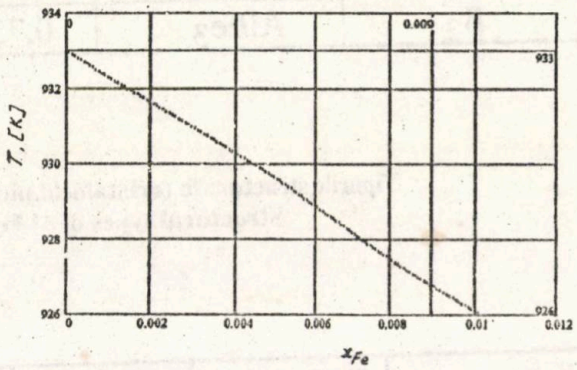


Fig. 3

Curba T_AlE_1 calculata
The evaluated T_AlE_1 line

3. *Calculul curbei liquidus* E_1D_1

In subsistemul Al-θ (Al_3Fe), ecuatia liquidusului compusului θ (Al_3Fe) este [15]

$$\left(x_{\theta}^{L,\theta}\right)' = \exp\left[\frac{\Delta H_{\theta}}{R}\left(\frac{1}{T_{\theta}}-\frac{1}{T}\right)\right] \qquad (8)$$

unde ΔH_{θ} si T_{113} reprezinta entalpia si temperatura de topire pentru compusul θ (Al_3Fe).

Trecerea la sistemul Al-Fe se face cu formula [14]

$$x_{Fe}^{L,\theta} = \frac{(x_{\theta}^{L,\theta})'}{1+3(x_{\theta}^{L,\theta})'} \qquad (9)$$

Introducând (8) în (9), se obtine

$$x_{Fe}^{L,\theta} = \frac{\exp\left[\frac{\Delta H_{\theta}}{R}\left(\frac{1}{T_{\theta}}-\frac{1}{T}\right)\right]}{1+3\exp\left[\frac{\Delta H_{\theta}}{R}\left(\frac{1}{T_{\theta}}-\frac{1}{T}\right)\right]} \qquad (10)$$

Deoarece nu se cunoaste valoarea experimentala

Tabelul 4

Liquidusul $T_{Al}E_1$ calculat si experimentat
Evaluated versus experimented $T_{Al}E_1$ liquidus

Nr. crt.	T, [K]	T, [°C]	x_{Fe}^{λ} (calc)	x_{Fe}^{λ} (exp.) [11, 13]
1	933	660		
2	932	659	0,00148	
3	931	658	0,002947	
4	930	657	0,004403	
5	929	656	0,005847	
6	928	655	0,007279	0,009
7	927	654	0,008699	
8	926	653	0,010109	

a lui ΔH_θ, se pot folosi coordonatele experimentale ale punctului E_1 (x_{Fe,E_1}^{θ}, T_{E_1}), care introduse În (10), permit calculul lui ΔH_θ cu relatia

$$\Delta H_\theta = \frac{RT_{E_1}T_\theta}{T_\theta - T_{E_1}} \ln \frac{1-3x_{Fe,E_1}^{\theta}}{x_{Fe,E_1}^{\theta}} \qquad (11)$$

Din tabelul 1, datele experimentale sunt:

$$T_{E_1} = 655°C + 273 = 928\ K \qquad (12)$$

$$x_{Fe,E_1}^{\theta} = 0{,}009 \qquad (13)$$

$$T_\theta = T_{D_1} = 1150°C + 273 = 1423\ K \qquad (14)$$

Introducând (12)-(14) În (11), rezulta

$$\Delta H_\theta = \frac{1{,}987 \cdot 928 \cdot 1423}{1423 - 928} \ln \frac{1-3\cdot 0{,}009}{0{,}009} =$$

$$= 24824{,}726\ [cal/mol] \qquad (15)$$

Atunci, ecuatia (10) a curbei liquidus E_1D_1 devine

$$x_{Fe}^{\theta} = \frac{\exp\left[\frac{24824{,}726}{1{,}987}\left(\frac{1}{1423} - \frac{1}{T}\right)\right]}{1 + 3\exp\left[\frac{24824{,}726}{1{,}987}\left(\frac{1}{1423} - \frac{1}{T}\right)\right]} \qquad (16)$$

Pentru intervalul de temperatura 926-1423 K (653-1150°C) rezultatele calculului functiei

Tabelul 5

Liquidusul E_1D_1 calculat si experimental
Evaluated versus experimented E_1D_1 liquidus

Nr. crt.	T, [K]	T, [°C]	x_{Fe}^{θ} (calc)	x_{Fe}^{θ} (exp.) [9]	x_{Fe}^{θ} (exp.) [20]
1	929	653	0,008749		
2	996	723	0,021682	0,013	
3	1096	823	0,059777		
4	1176	903	0,107272	0,05	
5	1279,8	1006,8	0,176341		0,10
6	1296	1023	0,186428	0,107	
7	1386	1113	0,234515	0,17	
8	1402,8	1129,8	0,241852	0,189	0,20
9	1417,5	1144,5	0,247853		0,23
10	1422	1149	0,249614		0,25
11	1422,8	1149,8	0,249923		0,254
12	1423	1150	0,25		

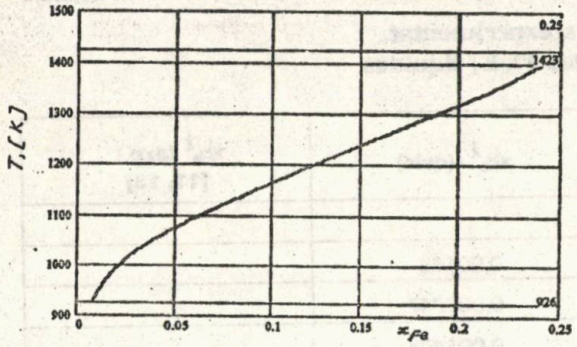


Fig. 4

Curba E_1D_1 calculata
The evaluated E_1D_1 line

$x_{Fe}^{\theta}=f(T)$ sunt date În tabelul 5 si reprezentate grafic În fig.4, În comparatie cu datele experimentale [9, 20].

4.Calculul curbei liquidus D_1E_2

În subsistemul $\theta(Al_3Fe)$- $\eta(Al_5Fe_2)$ ecuatia liquidusului compusului $\theta(Al_3Fe)$ este [15]

$$\left(x_{\theta}^{L},\theta\right)''=\exp\left[\frac{\Delta H_{\theta}}{R}\left(\frac{1}{T_{\theta}}-\frac{1}{T}\right)\right] \qquad (17)$$

Trecerea la sistemul Al-Fe se face cu formula [14]

$$x_{Fe}^{\theta}=\frac{2-(x_{\theta}^{L},\theta)''}{7-3(x_{\theta}^{L},\theta)''} \qquad (18)$$

Introducând (17) În (18), se obtine

$$x_{Fe}^{\theta}=\frac{2-\exp\left[\frac{\Delta H_{\theta}}{R}\left(\frac{1}{T_{\theta}}-\frac{1}{T}\right)\right]}{7-3\exp\left[\frac{\Delta H_{\theta}}{R}\left(\frac{1}{T_{\theta}}-\frac{1}{T}\right)\right]} \qquad (19)$$

Pe baza valorilor (14) si (15), ecuatia (19) se scrie

$$x_{Fe}^{\theta}=\frac{2-\exp\left[\frac{24824,726}{1,987}\left(\frac{1}{1423}-\frac{1}{T}\right)\right]}{7-3\exp\left[\frac{24824,726}{1,987}\left(\frac{1}{1423}-\frac{1}{T}\right)\right]} \qquad (20)$$

Pentru intervalul de temperatura 1423-1418 K (1150-1145°C) rezultatele calculului functiei $x_{Fe}^{\theta}=f(T)$ sunt date În tabelul 6 si reprezentate grafic În fig.5 În comparatie cu datele experimentale [8, 11, 13].

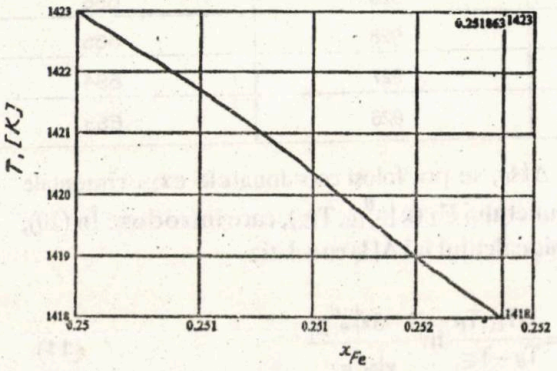


Fig. 5

Curba D_1E_2 calculata
The evaluated D_1E_2 line

5. Calculul curbei liquidus E_2D_2

În subsistemul $\theta(Al_3Fe)$- $\eta(Al_5Fe_2)$ ecuatia liquidusului compusului $\eta(Al_5Fe_2)$ este [15]

$$\left(x_{\eta}^{L},\eta\right)''=\exp\left[\frac{\Delta H_{\eta}}{R}\left(\frac{1}{T_{\eta}}-\frac{1}{T}\right)\right] \qquad (21)$$

unde ΔH_{η} si T_{η} reprezinta entalpia si temperatura de topire pentru compusul $\eta(Al_5Fe_2)$.

Trecerea la sistemul Al-Fe se face cu formula [14]

Tabelul 6

Liquidusul D_1E_2 calculat si experimental
Evaluated versus experimented D_1E_2 liquidus

Nr. crt.	T, [K]	T, [°C]	x_{Fe}^{θ} (calc.)	x_{Fe}^{θ} (exp.) [8, 11, 13]
1	1423	1150	0,25	0,245
2	1422	1149	0,250383	
3	1421	1148	0,250761	
4	1420	1147	0,251133	
5	1419	1146	0,2515	0,264
6	1418	1145	0,251863	

$$x_{Fe}^{\eta} = \frac{1+(x_{\eta}^{L,\eta})''}{4+3(x_{\eta}^{L,\eta})''} \qquad (22)$$

Introducând (21) În (22) se obtine

$$x_{Fe}^{\eta} = \frac{1+\exp\left[\frac{\Delta H_{\eta}}{R}\left(\frac{1}{T_{\eta}}-\frac{1}{T}\right)\right]}{4+3\exp\left[\frac{\Delta H_{\eta}}{R}\left(\frac{1}{T_{\eta}}-\frac{1}{T}\right)\right]} \qquad (23)$$

Entalpia de topire ΔH_{η} nu a fost determinata experimental.

Utilizând coordonatele punctului eutectic $E_2(x_{Fe,E_2}^{\eta}, T_{E_2})$ pentru calculul lui ΔH_{η}, din (23), se obtine

$$\Delta H_{\eta} = \frac{RT_{E_1}T_{\eta}}{T_{\eta}-T_{E_2}} \ln\frac{3x_{Fe,E_2}^{\eta}-1}{1-4x_{Fe,E_2}^{\eta}} \qquad (24)$$

Din tabelul 1, datele experimentale sunt

$$T_{E_2} = 1146°C+273 = 1419\ K \qquad (25)$$

$$x_{Fe,E_2}^{\eta} = 0{,}264 \qquad (26)$$

$$T_{\eta} = T_{D_2} = 1169°C+273 = 1442\ K \qquad (27)$$

Introducând (25) - (27) În (24), rezulta

$$\Delta H_{\eta} = \frac{1{,}987\cdot 1442\cdot 1419}{1442-1419} \ln\frac{3\cdot 0{,}264}{1-4\cdot 0{,}264} =$$

$$= 231960\ [cal/mol] \qquad (28)$$

Atunci ecuatia (23) a curbei liquidus E_2D_2 devine

$$x_{Fe}^{\eta} = \frac{1+\exp\left[\frac{231960}{1{,}987}\left(\frac{1}{1442}-\frac{1}{T}\right)\right]}{4+3\exp\left[\frac{231960}{1{,}987}\left(\frac{1}{1442}-\frac{1}{T}\right)\right]} \qquad (29)$$

Pentru intervalul de temperatura 1417-1442 K (1144-1169°C) rezultatele calculului functiei $x_{Fe}^{\eta} = f(T)$ sunt date În tabelul 7 si reprezentate În fig.6 În comparatie cu datele experimentale [20].

Tabelul 7

Liquidusul E_2D_2 calculat si experimental
Evaluated versus experimented E_2D_2 liquidus

Nr. crt.	T, [K]	T, [°C]	x_{Fe}^{η} (calc.)	x_{Fe}^{η} (exp.) [20]
1	1417	1144	0,262699	
2	1419	1146	0,264	0,264
3	1422	1149	0,26614	0,27
4	1423	1150	0,266904	0,28
5	1427,3	1154,3	0,270478	0,30
6	1428,7	1155,7	0,271741	0,305
7	1430	1157	0,272956	
8	1432	1159	0,2749	
9	1434	1161	0,276929	
10	1436	1163	0,279036	
11	1438	1165	0,28121	
12	1440	1167	0,28344	
13	1442	1169	0,285714	

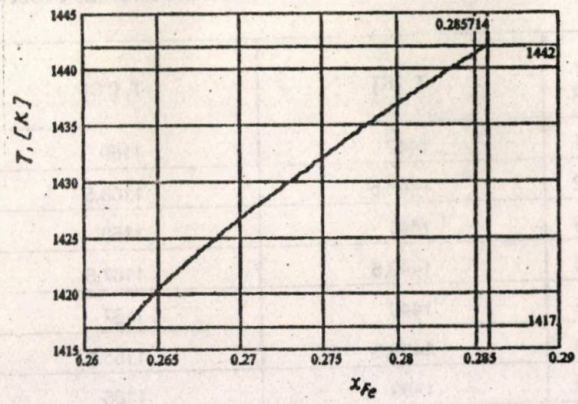


Fig. 6

Curba E_2D_2 calculata
The evaluated E_2D_2 line

6. Calculul curbei liquidus D_2E_3

În subsistemul $\eta(Al_5Fe_2)$- $\varepsilon(Al_5Fe_3)$ ecuatia liquidusului compusului $\eta(Al_5Fe_2)$ este [15]

$$\left(x_{\eta}^{L,\eta}\right)'' = \exp\left[\frac{\Delta H_{\eta}}{R}\left(\frac{1}{T_{\eta}}-\frac{1}{T}\right)\right] \qquad (30)$$

. Trecerea la sistemul Al-Fe se face cu formula [14]

$$x_{Fe}^{\eta} = \frac{3-(x_{\eta}^{L,\eta})''}{8-(x_{\eta}^{L,\eta})''} \qquad (31)$$

Introducând (30) În (31), se obtine

$$x_{Fe}^{\eta} = \frac{3-\exp\left[\frac{\Delta H_{\eta}}{R}\left(\frac{1}{T_{\eta}}-\frac{1}{T}\right)\right]}{8-\exp\left[\frac{\Delta H_{\eta}}{R}\left(\frac{1}{T_{\eta}}-\frac{1}{T}\right)\right]} \qquad (32)$$

Pe baza valorilor (27) si (28), ecuatia (32) se scrie

$$x_{Fe}^{\eta} = \frac{3-\exp\left[\frac{231960}{1,987}\left(\frac{1}{1442}-\frac{1}{T}\right)\right]}{8-\exp\left[\frac{231960}{1,987}\left(\frac{1}{1442}-\frac{1}{T}\right)\right]} \qquad (33)$$

Pentru intervalul de temperatura 1442-1438 K (1169-1165°C) rezultatele calculului functiei $x_{Fe}^{\eta} = f(T)$ sunt date În tabelul 8 si reprezentate grafic În figura 7, În comparatie cu datele experimentale [11,13].

7. Calculul curbei liquidus E_{3p1}

În subsistemul $\eta(Al_5Fe_2)$- $\varepsilon(Al_5Fe_3)$ ecuatia liquidusului compusului $\varepsilon(Al_5Fe_3)$ este [15]

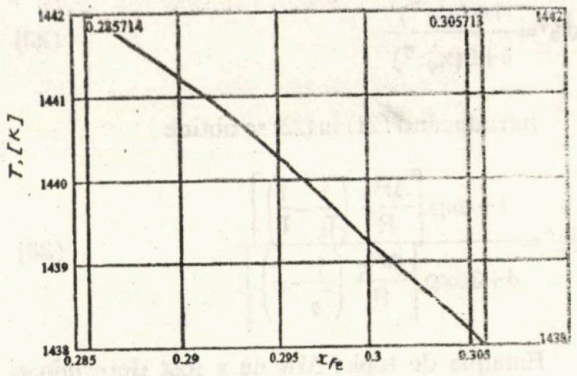


Fig. 7

Curba D_2E_3 calculata
The evaluated D_2E_3 line

$$\left(x_{\varepsilon}^{L,\varepsilon}\right)''' = \exp\left[\frac{\Delta H_{\varepsilon}}{R}\left(\frac{1}{T_{\varepsilon}}-\frac{1}{T}\right)\right] \qquad (34)$$

unde ΔH_{ε} si T_{ε} reprezinta entalpia si temperatura de topire pentru compusul $\varepsilon(Al_5Fe_3)$.

Trecerea la sistemul Al-Fe se face cu formula [14]

$$x_{Fe}^{\varepsilon} = \frac{2+(x_{\varepsilon}^{L,\varepsilon})'''}{7+(x_{\varepsilon}^{L,\varepsilon})'''} \qquad (35)$$

Introducând (34) În (35), se obtine

$$x_{Fe}^{\varepsilon} = \frac{2+\exp\left[\frac{\Delta H_{\varepsilon}}{R}\left(\frac{1}{T_{\varepsilon}}-\frac{1}{T}\right)\right]}{7+\exp\left[\frac{\Delta H_{\varepsilon}}{R}\left(\frac{1}{T_{\varepsilon}}-\frac{1}{T}\right)\right]} \qquad (36)$$

Se utilizeaza coordonatele punctului eutectic E_3 (x_{Fe,E_3}^{ε}, T_{E_3}) pentru calculul lui ΔH_{ε} din relatia (36)

Tabelul 8

Liquidusul D_2E_3 calculat si experimental
Evaluated versus experimented D_2E_3 liquidus

Nr. crt.	T, [K]	T, [°C]	x_{Fe}^{η} (calc.)	x_{Fe}^{η} (exp.) [11, 13]
1	1442	1169	0,285714	0,29
2	1441,5	1168,5	0,288529	
3	1441	1168	0,291246	
4	1440,5	1167,5	0,29387	
5	1440	1167	0,296404	
6	1439,5	1166,5	0,298852	
7	1439	1166	0,301217	
8	1438,5	1165,5	0,303504	
9	1438	1165	0,305713	0,315

$$\Delta H_\varepsilon = \frac{RT_\varepsilon T_{E_3}}{T_\varepsilon - T_{E_3}} \ln \frac{x_{Fe,E_3}^{\varepsilon} - 1}{2 - 7x_{Fe,E_3}^{\varepsilon}} \quad (37)$$

Din tabelul 1, datele experimentale sunt

$$T_{E_3} = 1165°C + 273 = 1438\ K \quad (38)$$

$$x_{Fe,E_3}^{\varepsilon} = 0{,}315 \quad (39)$$

$$T_\varepsilon = T_p = 1232°C + 273 = 1505\ K \quad (40)$$

Introducând (38)-(40) În (37), rezulta

$$\Delta H_\varepsilon = \frac{1{,}987 \cdot 1505 \cdot 1438}{1505 - 1438} \ln \frac{0{,}315 - 1}{2 - 7 \cdot 0{,}315} =$$

$$= 77430{,}66\ [cal/mol] \quad (41)$$

Atunci ecuatia (36) a curbei liquidus E_{3p1} devine

$$x_{Fe}^{\varepsilon} = \frac{2 + \exp\left[\frac{77430{,}66}{1{,}987}\left(\frac{1}{1505} - \frac{1}{T}\right)\right]}{7 + \exp\left[\frac{77430{,}66}{1{,}987}\left(\frac{1}{1505} - \frac{1}{T}\right)\right]} \quad (42)$$

Pentru intervalul de temperatura 1428,5-1508 K (1155,5- 1235°C) rezultatele calculului functiei $x_{Fe}^{\varepsilon} = f(T)$ sunt date În tabelul 9 si reprezentate grafic În fig.8, În comparatie cu datele experimentale [20].

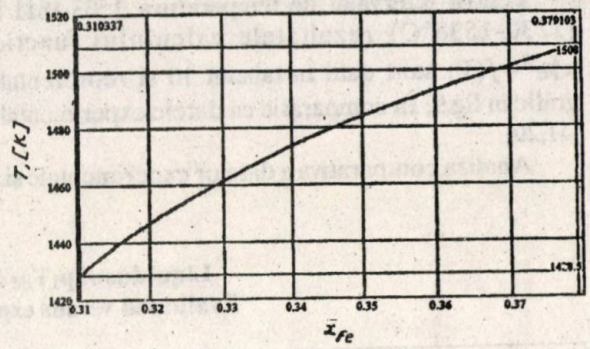


Fig. 8

Curba E_2p_1 calculata
The evaluated E_2p_1 line

topire ale fazelor intermediare; ca urmare, toti compusii sunt disociati, faza ε se descompune la T_p, astfel Încât faza lichida nu contine molecule de compusi, ci numai atomi de Al si Fe.

Ecuatia liquidusului solutiei solide α este [15]

$$x_{Fe}^{\alpha} = \exp\left[\frac{\Delta H_{Fe}}{R}\left(\frac{1}{T_{Fe}} - \frac{1}{T}\right)\right] \quad (43)$$

unde ΔH_{Fe} si T_{Fe} reprezinta entalpia si temperatura de topire a fierului. Valorile acestor marimi [15] sunt

$$T_{Fe} = 1538°C + 273 = 1811\ K \quad (44)$$

$$\Delta H_{Fe} = 3290\ cal/mol \quad (45)$$

Tabelul 9

Liquidusul E_3p_1 calculat si experimental
Evaluated versus experimented E_3p_1 liquidus

Nr. crt.	T, [K]	T, [°C]	x_{Fe}^{ε} (calc.)	x_{Fe}^{ε} (exp.) [20]
1	1428,5	1155,5	0,310337	0,321
2	1434,5	1161,5	0,313198	0,33
3	1443,5	1170,5	0,318041	0,34
4	1451	1178	0,322632	
5	1462	1189	0,330382	0,36
6	1471	1198	0,337718	
7	1481	1208	0,347029	
8	1491	1218	0,357671	
9	1501	1228	0,369747	
10	1508	1235	0,379103	

8. *Calculul curbei liquidus* p_1T_{Fe}

Liquidusul solutiei solide α se calculeaza În sistemul primar Al-Fe pentru ca se gaseste la temperatura mult mai ridicata decât temperaturile de

Introducând (44)-(45) În (43), se obtine

$$x_{Fe}^{\alpha} = \exp\left[\frac{3290}{1{,}987}\left(\frac{1}{1811} - \frac{1}{T}\right)\right] \quad (46)$$

Pentru intervalul de temperatura 1503-1811 K (1230-1538°C) rezultatele calculului functiei $x\vdash_{Fe}^{\alpha}=f(T)$ sunt date În tabelul 10 si reprezentate grafic în fig.9, În compararie cu datele experimentale [11,20].

Analiza comparativa a datelor experimentale si a datelor rezultate din calculul termodinamic, pe baza modelului solutiei lichide ideale, pentru curbele $T_{Al}E_1$, E_1D_1, D_1E_2, E_2D_2, D_2E_3 si E_3p_1 arata o apropiere satisfacatoare.

Comparând curba liquidus p_1T_{Fe} calculata cu valorile experimentale [11, 20], se observa o abatere importanta. Consideram ca aceasta se datoreaza faptului ca solutia solida de aluminiu În fier, bogata În fier, nu este ideala.

În lucrari ulterioare vom continua analiza termodinamica a diagramei de echilibru Al-Fe, utilizând alte modele, mai complicate, lae solutiilor pentru calculul termodinamic al curbelor liquidus si se va putea stabili cu aproximatie tipul de solutie reprezentat de solutia lichida de aluminiu În fier.

Tabelul 10

Liquidusul p_1T_{Fe} calculat si experimental
Evaluated versus experimented p_1T_{Fe} liquidus

Nr. crt.	T, [K]	T, [°C]	$x\vdash_{Fe}^{\alpha}$ (calc.)	$x\vdash_{Fe}^{\alpha}$ (exp.) [20]	$x\vdash_{Fe}^{\alpha}$ (exp.) [11]
1	1503	1230	0,829147		
2	1533	1260	0,847216	0,4	0,4
3	1547,3	1274,3	0,855716	0,456	
4	1569	1296	0,868474	0,48	
5	1583	1310	0,876618		0,474
6	1617,3	1344,3	0,896281	0,528	
7	1673	1400	0,927358		0,576
8	1680,5	1407,5	0,931463	0,595	
9	1716,5	1443,5	0,950911	0,64	
10	1773	1500	0,980595		0,758
11	1795	1522	0,991884	0,80	
12	1807,7	1534,7	0,998332	0,90	
13	1809	1536	0,99899	0,95	
14	1811	1538	1	1	1

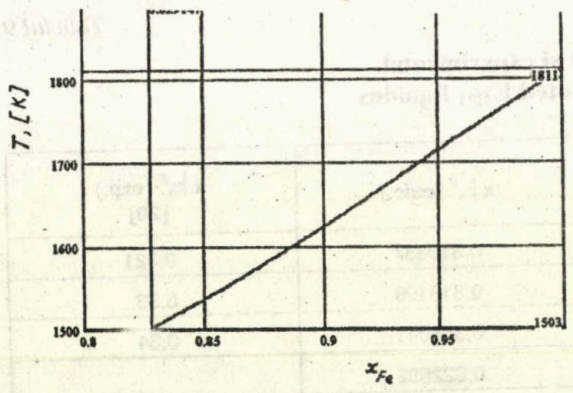


Fig. 9

Curba p_1T_{Fe} calculata
The evaluated p_1T_{Fe} line

Bibliografie

[1] **Hansen M., Anderko K.** *Constitution of binary alloys.* New York, McGraw-Hill, 1958, p.1305

[2] **Elliott R.P.** *Constitution of binary alloys.* First supplement. New York, McGraw-Hill, 1965

[3] **Shunk F.A.** *Constitution of binary alloys.* Second supplement. New York, McGraw-Hill, 1969

[4] **Vol A.E. s.a.** *Stroenie i svoistva dvoinâh metallicheskih sistem.* Vol. 1. Moscova, Nauka, 1959

[5] **Hultgren R. s.a.** *Selected values of the thermodynamic properties of binary alloys.* Metals Park, Ohio, ASM, 1973, p.1436

[6] *Metals Handbook. 8th edition. Vol. 8. Metallography, structures and phase diagrams.* Metals Park, Ohio, ASM, 1973, p.466

[7] **Kubaschewski O.** *Iron binary phase diagrams.* Berlin, Springer, 1982, p.186

[8] **Barabas O.M., Koval Iu.N.** *Kristalliceskaia struktura metallov i splavov.* Kiev, Naukova dumka, 1986, p.598

[9] **Mondolfo L.F** *Aluminum alloys: structure and properties.* Londra, Butterworths, 1976, p.972

[10] *Diagrammâ sostoianiia dvoinâh i mnogokomponentnâh sistem na osnove jeleza.* Moscova, Metallurghia, 1986, p.440

[11] **Massalki T.B. s.a. (Eds.).** *Binary alloy phase diagrams.* Vol. 1-3. Materials Park, Ohio, ASM International, 1990, p.3589

[12] **Landolt-Bornstein.** *Numerical data and functional relationships in science and technology.* Group IV. Vol. 5. Phase equilibria, crystallographic and thermodynamic data of binary alloys. Subvolume 5a. Berlin, Springer, 1991, p.511

[13] *ASM Handbook.* Vol. 3. Alloy phase diagrams. Materials Park, Ohio, ASM International, 1992, p.600

[14] **Aloman A.** *Diagrame de echilibru fazic În stiinta materialelor metalice si semiconductoare.* Vol. 1, 2, 3a, 3b. Bucuresti, Universitatea Politehnica, 1993-1994, p.1570

[15] **Aloman A.** *Elemente de termodinamica pentru stiinta materialelor.* Vol. 1-2. Bucuresti, Universitatea Politehnica, 1991, p.792

[16] **Aloman A.** *Caracterizarea compozitionala a materialelor.* Bucuresti, INTEC S.A., 1992, p.530

[17] **Kubaschewski O., Alcock C.B.** *Metallurgical thermochemistry.* Oxford, Pergamon Press, 1979

[18] **Sternberg S., Danes F.** *Termodinamica chimica aplicata.* Bucuresti, Editura Academiei, 1978, p.400

[19] **Taylor A., Jones R.M.** *Constitution and magnetic properties od iron-rich iron-aluminium alloys.* Journal of Physics and Chemistry of Solids, v. 6, 1958, p.16-37

[20] **Lee J.R.** *Liquidus-solidus relations in the system iron- aluminium.* Journal of The Iron and Steel Institute, v. 194, nr. 2, 1960, p.222-224

[21] **Aloman A.** *Caracterizarea diagramei de echilibru Al-Fe.* Bucuresti, SIDEROM S.A.-CIDMET, seria "Noutati În metalurgie", nr.2, 1994, p.51

REVISTA REVISTELOR

IMONO, *Japonia, 1994, nr.8*

- *Debitarea cu laser a otelului Mn turnat, p.561*
- *Analiza aderarii particulelor incorporate din bare de otel moale si fonta, p.567*
- *Rezistenta la uzura a fontei nodulare concentrate cu arc TIG, p.573*
- *Caracteristicile fractografice ale fontelor nodulare rupte la solicitari diferite, p.579*
- *Aplicarea procedeului spu[illegible] pierdute la piesele turnate cu pereti subtiri, p.587*
- *Deformarea modelului gazificabil si compactarea nisipului de formare la turnarea cu model gazificabil, p.594*
- *Structura si rezistenta mecanica a aliajelor pe baza de Al solidificate rapid, p.600*

ZVARANIE, *Slovacia, 1994, nr.7*

- *Efectul conditiilor de curatire cu abrazivi asupra rugozitatii substratului, p.2*
- *Sudura bimetalului acoperit prin explozie, având si otel cu 13% Mn, p.3*
- *Sudura materialelor plastice cu o scula încalzita, p.5*
- *Software special pentru recuperarea si sortarea consumabilelor, p.7*

HUTNIK, *Polonia, 1994, nr.7*

- *25 ani de activitate a departamentului de tehnologia materialelor, metalurgie si management al Politehnicii sileziene, p.210*
- *Rolul fenomenului de suprafata pe timpul generarii defectelor lingourilor de otel, p.212*
- *Factorii principali de definire a andurantei ferosiliciului granulat mecanic, p.216*
- *Analiza fluajului straturilor pe timpul trefilarii sârmei de compozit TiCu, p.220*
- *Determinarea fortei de forjare necesara pe timpul matritarii în matrite plate, p.223*
- *Patentarea sârmei de otel în pat fluid, p.231*
- *Metode principale de reducere a emisiilor de noxe din cuptoarele încalzite cu gaze naturale, p.235*
- *Studiul captusirii din carbon si grafit de la furnale, p.238*

HUTNIK, *Polonia, 1994, nr.8-9*

- *Exploatarea unui furnal fara con la uzinele Sendzimir, 250*
- *Simularea pe calculator a forjarii în matrita dupa model, p.254*
- *Rezistenta superioara la uzura prin frecare a aliajelor heterogene, p.259*
- *Gospodarirea deseurilor la sectia acoperi[illegible] tabla a uzinelor Florian, p.265*
- *Inalta tehnologie în domeniul purificarii otelului, p.270*
- *Metode de crestere a calibilitatii otelului, p.275*

ANALIZA TERMODINAMICA SI CRISTALOCHIMICA A SISTEMULUI DE ALIAJE Bi-Cd

Prof. dr. ing. Angel Aloman, prof. dr. ing. D. Taloi

C.Z.: 669.017.32

Lucrarea reprezintă un model de rezolvare a problemei fundamentale a ştiinţei materialelor: determinarea modului de interacţiune a elementelor chimice şi a tipului diagramei de echilibru fazic pe baza structurii şi proprietăţilor componenţilor.

Analizând caracteristicile atomilor de Bi şi Cd, structura lor electronică şi utilizând legi, reguli, factori de influenţă, criterii din termodinamica chimică şi din cristalochimie se deduc univoc particularităţile legăturii chimice şi ale structurii cristaline a fazelor condensate din sistemul de aliaje Bi-Cd, precum şi tipul diagramei de echilibru binare Bi-Cd, cu solubilitate totală în stare lichidă, insolubilitate în stare solidă şi o transformare eutectică.

Introducere

Echilibrul termodinamic al fazelor dintr-un sistem de aliaje se reprezintă sintetic în diagrama de echilibru fazic, ale cărei particularităţi depind, în principal, de structura electronică, legătura chimică, structura cristalină şi proprietăţile termodinamice ale componenţilor.

Pe baza acestor corelaţii, în lucrarea de faţă se efectuează o analiză esenţială, sistematică şi detaliată a tipului de interacţiune dintre elementele chimice bismut şi cadmiu.

1.Tipul diagramei de echilibru binare Bi-Cd şi caracteristicile componenţilor

Elementele chimice Bi şi Cd formează un sistem de aliaje pentru care, la presiunea atmosferică şi în intervalul de temperatură corespunzător stărilor condensate, diagrama de echilibru binară (DEB) T-x (fig.1) se caracterizează prin:

-solubilitate totală a componenţilor în stare lichidă;

-insolubilitate în stare solidă; în unele lucrări [5] se arată că Cd dizolvă 0,03% at.Bi;

-o transformare eutectică

$$L_{55} \xrightarrow{146^0\,C} Bi_0 + Cd_{100}$$

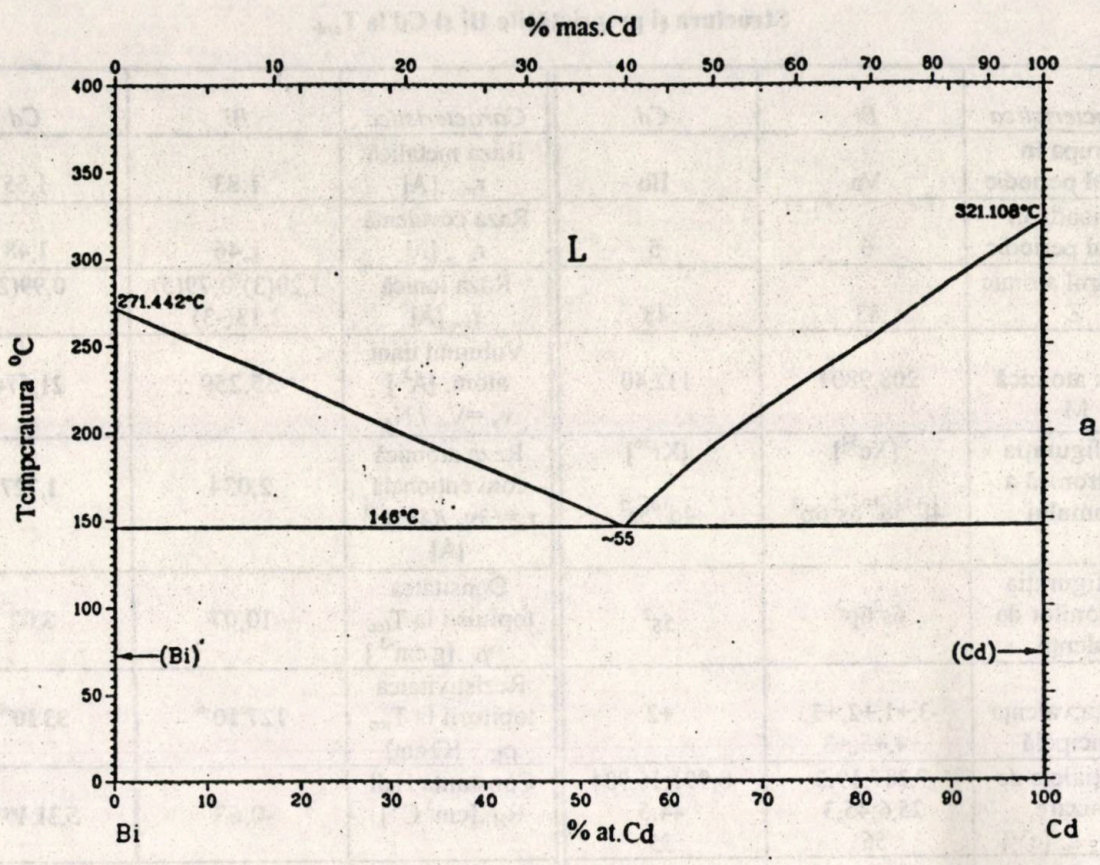
Coordonatele punctului eutectic sunt:

$X_E = 55\%\ at.Cd;$

$C_E = 40\%\ mas.Cd;$

$T_E = 146^0C = 419K.$

Aspectul DEB Bi-Cd, tipul de interacţiune dintre semimetalul Bi şi metalul Cd sunt determinate de structura şi proprietăţile diferite ale celor doi componenţi (tabelul 1).



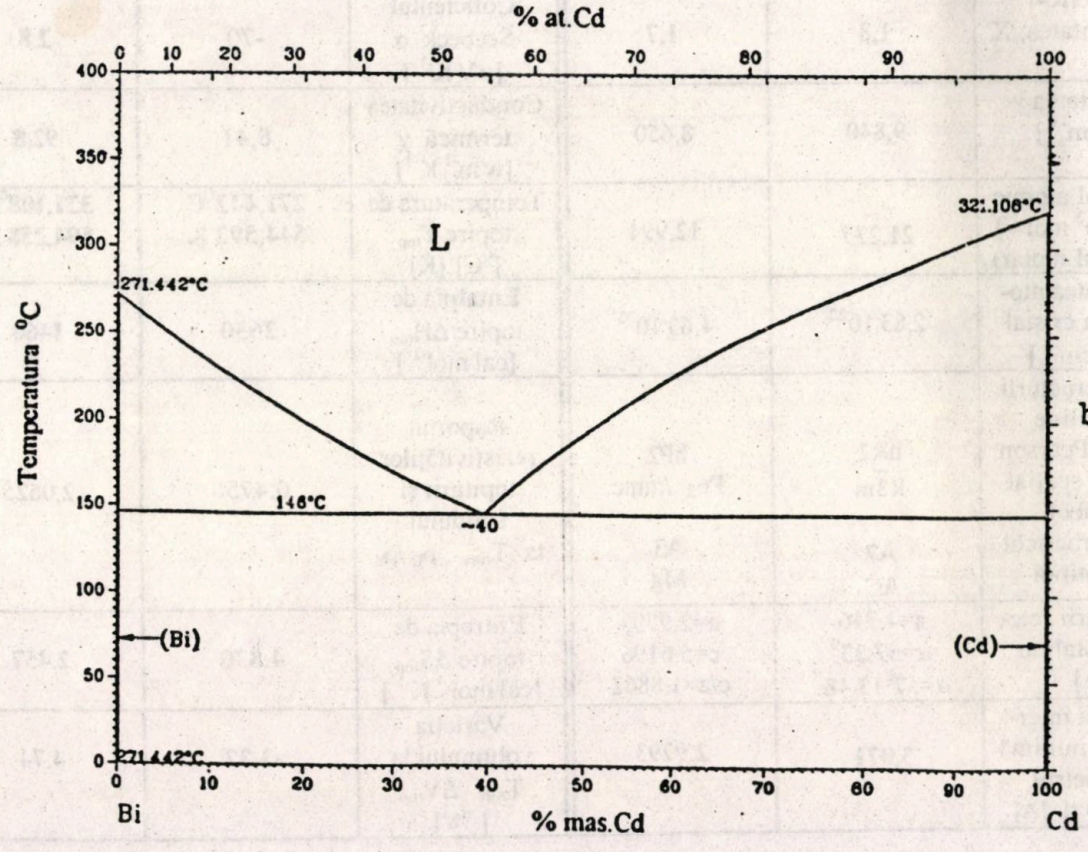


Fig.1. Diagrama de echilibru binară Bi-Cd.
a. Concentraţia exprimată în % at.Cd.
b. Concentraţia exprimată în % mas.Cd

Tabelul 1

Structura şi proprietăţile Bi şi Cd la $T_{ord.}$

Caracteristica	*Bi*	*Cd*	*Caracteristica*	*Bi*	*Cd*
Grupa în tabelul periodic	Va	IIb	Raza metalică r_m , [Å]	1,83	1,55
Perioada în tabelul periodic	6	5	Raza covalentă r_c , [Å]	1,46	1,48
Numărul atomic Z	83	48	Raza ionică r_i , [Å]	1,20(3);0,79(5) 2,13(-3)	0,99(2)
Masa atomică M	208,9804	112,40	Volumul unui atom, [Å^3] $v_a = V_A / N_A$	35,259	21,574
Configuraţia electronică a atomului	[Xe^{54}] $4f^{14}5d^{10}6s^26p^3$	[Kr^{36}] $4d^{10}5s^2$	Raza atomică convenţională $r_a=(3v_a/(4\pi))^{1/3}$ [Å]	2,034	1,727
Configuraţia electronilor de valenţă	$6s^26p^3$	$5s^2$	Densitatea topiturii la T_{top} γ_L .[g cm^{-3}]	10,07	8,02
Valenţa;valenţa principală	-3,+1,+2,+3, +4,+5;+3	+2	Rezistivitatea topiturii la T_{top} ρ_L , [Ω cm]	127 10^{-6}	33 10^{-6}
Potenţialele de ionizare U_1 ,U_2 ... [eV]	7,287;19,3 25,6;45,3 56	8,991;16,904 44,5 55	Constanta Hall R_H .[cm^3 C^{-1}]	-0,63	5,31 10^{-5}
Electro-negativitatea, X	1,8	1,7	Coficientul Seebeck α [μV K^{-1}]	-70	2,8
Densitatea γ [g.cm^{-3}]	9,840	8,650	Conductivitatea termică χ [w m^{-1} K^{-1}]	8,41	92,8
Volumul atomic V_A, [cm^3 mol^{-1}] (volumul molar)	21,237	12,994	Temperatura de topire T_{top} [^{0}C];[K]	271,442^{0}C 544,592 K	321,108^{0}C 594,258 K
Densitatea atomică în cristal γ_{ac} [cm^{-3}]	2,83 10^{22}	4,63 10^{22}	Entalpia de topire ΔH_{top} [cal mol^{-1}]	2630	1460
Tipul structurii cristaline Simbol Pearson Grupul spaţial Simbol Strukturbericht Prototipul	hR2 R$\bar{3}$m A7 As_α	hP2 $P6_3$ /mmc A3 Mg	Raportul rezistivităţilor topiturii şi solidului la T_{top} , ρ_L /ρ_S	0,4756	2,0625
Parametrii reţelei cristaline [Å]	a=4,746 α=57,23^0 α=57^{0}13'48"	a=2,9793 c=5,6196 c/a=1,8862	Entropia de topire ΔS_{top} [cal mol^{-1} K^{-1}]	4,830	2,457
Distanţa interatomică minimă (diametrul atomic) d. [Å]	3,071	2,9793	Variaţia volumului la T_{top} ΔV_{top} [%]	-3,32	4,74

2.Caracterizarea eutecticelor din DEB A-B cu aplicaţie la DEB Bi-Cd

a)-*Coordonatele punctului eutectic* E

-*Concentraţia eutecticului* exprimată în fracţie atomică de component B

$$x_{B,E} = x_{Cd,E} = 0,55$$

-*Temperatura punctului eutectic*

$$T_E = 146^0 C = 419 K$$

b)-*Adâncimea eutecticului* ΔT_{Ei} :diferenţa dintre temperatura de topire T_i a componentului i şi temperatura eutecticului T_E

$$\Delta T_{Ei} = T_i - T_E \; ; \quad \Delta T_{EA} = T_A - T_E \; ; \quad \Delta T_{EB} = T_B - T_E$$

$$\Delta T_{EBi} = T_{Bi} - T_E = 544,592-419 = 125,592 K \; ; \quad \Delta T_{ECd} = T_{Cd} - T_E = 594,258-419 = 175,258 K$$

c)-*Adâncimea relativă a eutecticului* ΔT_{rEi}

$$\Delta T_{rEi} = (T_i - T_E)/T_i \; ; \quad \Delta T_{rEA} = (T_A - T_E)/T_A \; ; \quad \Delta T_{rEB} = (T_B - T_E)/T_B$$

$$\Delta T_{rEBi} = (T_{Bi} - T_E)/T_{Bi} = 0,2306 \; ; \quad \Delta T_{rECd} = (T_{Cd} - T_E)/T_{Cd} = 0,2949$$

d)-*Coeficientul echilibrului eutectic* K_{Ei} :produsul dintre concentraţia şi adâncimea relativă a eutecticului

$$K_{Ei} = x_{B,E} \cdot \Delta T_{rEi} \; ; \quad K_{EA} = x_{B,E} \cdot \Delta T_{rEA} \; ; \quad K_{EB} = x_{B,E} \cdot \Delta T_{rEB}$$

$$K_{EBi} = x_{Cd,E} \cdot \Delta T_{rEBi} = 0,127 \; ; \quad K_{ECd} = x_{Cd,E} \cdot \Delta T_{rECd} = 0,162$$

e)-*Coeficientul de refractaritate* ρ_i: raportul dintre temperatura eutecticului şi temperatura de topire a componentului i

$$\rho_i = T_E / T_i \; ; \quad \rho_A = T_E / T_A \; ; \quad \rho_B = T_E / T_B \; ; \quad 0 < \rho_i < 1$$

$$\rho_{Bi} = T_E / T_{Bi} = 0,769 \; ; \quad \rho_{Cd} = T_E / T_{Cd} = 0,705$$

Cu cât ρ_i este mai apropiat de unitate, cu atât aliajul pe baza componentului i rezistă mai bine la cald, fără a începe topirea prin transformare eutectică.

f)-*Coeficientul de fluiditate* Ψ_i: raportul dintre adâncimea şi concentraţia eutecticului

$$\Psi_i = \Delta T_{Ei} / x_{B,E} \; ; \quad \Psi_A = \Delta T_{EA} / x_{B,E} \; ; \quad \Psi_B = \Delta T_{EB} / x_{B,E}$$

$$\Psi_{Bi} = \Delta T_{EBi} / x_{Cd,E} = 228,349 \; ; \quad \Psi_{Cd} = \Delta T_{ECd} / x_{Cd,E} = 318,65$$

Din punct de vedere geometric, mărimea Ψ_i reprezintă tangenta unghiului φ_i format de dreapta care uneşte punctul de topire al componentului i cu punctul eutectic şi dreapta orizontală eutectică

$$\Psi_i = tg\varphi_i \; ; \quad 0^0 < \varphi < 90^0 \; ; \quad 0 < \Psi_i < \infty$$

Fluiditatea aliajului pe baza componentului i este cu atât mai mare, cu cât coeficientul de fluiditate este mai mic.

3.Aplicarea regulilor lui Hildebrand la DEB simplă cu transformare eutectică

Regulile lui Hildebrand [1] privind solubilitatea solidelor în lichide sunt următoarele :

1)solubilitatea solidelor în lichide creşte sensibil cu mărirea temperaturii ;

2)dintre două solide cu entalpii de topire foarte apropriate, într-un lichid dat şi la o temperatură dată, este mai solubil solidul cu temperatura de topire mai mică ;

3)dintre două solide cu temperaturi de topire foarte apropiate, într-un lichid dat şi la o temperatură dată, este mai solubil solidul cu entalpia de topire mai mică.

Considerând curba liquidus a lui A (*curba* T_AE) ca fiind curba de solubilitate a componentului A solid în lichid şi curba liquidus a lui B (*curba* T_BE) ca fiind curba de solubilitate a

componentului B solid în lichid se pot aplica regulile lui Hildebrand şi se pot trage concluzii privind poziţia punctului eutectic.

Dacă soluţia lichidă este ideală ecuaţiile celor două curbe liquidus sunt de tipul Schröder-van Laar.

$$Liquidus\ T_AE:\quad \ln x_A^{L,A} = \frac{\Delta H_A}{R}\left(\frac{1}{T_A} - \frac{1}{T}\right) \quad sau \quad \ln x_A^{L,A} = \frac{\Delta S_A}{R}\left(1 - \frac{T_A}{T}\right)$$

$$Liquidus\ T_BE:\quad \ln x_B^{L,B} = \frac{\Delta H_B}{R}\left(\frac{1}{T_B} - \frac{1}{T}\right) \quad sau \quad \ln x_B^{L,B} = \frac{\Delta S_B}{R}\left(1 - \frac{T_B}{T}\right)$$

a) ***Punctul eutectic este mai aproape de componentul uşor fuzibil, dacă entalpiile de topire (entropiile de topire) ale celor doi componenţi au valori apropiate.***

Această regulă este ilustrată în figura 2, considerându-se că $T_A < T_B$ ($\Delta H_A \approx \Delta H_B$); la o temperatură dată, din ecuaţiile de mai sus rezultă

$$\ln x_A^{L,A} \sim 1/T_A \quad sau \quad \ln x_A^{L,A} \sim (T - T_A)$$
$$\ln x_B^{L,B} \sim 1/T_B \quad sau \quad \ln x_B^{L,B} \sim (T - T_B)$$
$$T_A < T_B; \qquad x_A^{L,A} > x_B^{L,B}; \qquad E \rightarrow A$$

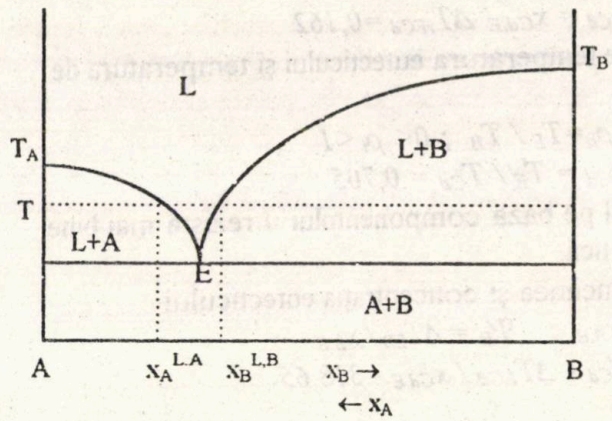


Fig.2. DEB cu transformare eutectică.
$T_B > T_A$, $\Delta H_A \approx \Delta H_B$,
$x_A^{L,A} > x_B^{L,B}$, $E \rightarrow A$.

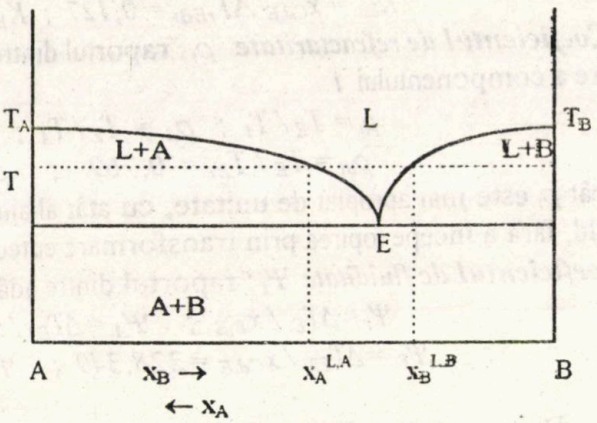


Fig.3. DEB cu transformare eutectică.
$T_A \approx T_B$, $\Delta H_B < \Delta H_A$, $\Delta S_B < \Delta S_A$,
$x_B^{L,B} > x_A^{L,A}$, $E \rightarrow B$

b) ***Punctul eutectic este mai aproape de componentul cu entalpie de topire (entropie de topire) mai mică, dacă temperaturile de topire ale celor doi componenţi au valori apropriate.***

Această regulă este ilustrată în figura 3, considerându-se că $\Delta H_B < \Delta H_A$, $T_A \approx T_B$; la o temperatură dată, din ecuaţiile de mai sus rezultă

$$\ln x_A^{L,A} \sim (-\Delta H_A) \quad sau \quad \ln x_A^{L,A} \sim (-\Delta S_A)$$
$$\ln x_B^{L,B} \sim (-\Delta H_B) \quad sau \quad \ln x_B^{L,B} \sim (-\Delta S_B)$$
$$\Delta H_B < \Delta H_A \;; \quad x_B^{L,B} > x_A^{L,A} \;; \quad E \rightarrow B.$$

În DEB Bi-Cd temperaturile de topire ale componenţilor sunt apropiate: $T_{Bi} = 544,592\ K$, iar $T_{Cd} = 594,258\ K$, diferenţa relativă procentuală având valoarea

$$\Delta T_{Bi-Cd} = \frac{|T_{Bi} - T_{Cd}|}{T_{Bi}} \cdot 100 = 9,12\%, \qquad \Delta T_{Cd-Bi} = \frac{|T_{Cd} - T_{Bi}|}{T_{Cd}} \cdot 100 = 8,36\%.$$

Între entalpiile de topire ale Bi şi Cd diferenţa relativă procentuală este mult mai mare

$$\Delta H_{Bi-Cd} = \frac{|\Delta H_{Bi} - \Delta H_{Cd}|}{\Delta H_{Bi}} \cdot 100 = 44,49\%, \qquad \Delta H_{Cd-Bi} = \frac{|\Delta H_{Cd} - \Delta H_{Bi}|}{\Delta H_{Cd}} \cdot 100 = 80,13\%.$$

Prin urmare, se poate considera că DEB Bi-Cd este aproape de cazul $T_A \approx T_B$, $\Delta H_B < \Delta H_A$, $x_B^{L,B} > x_A^{L,A}$ şi punctul eutectic este deplasat spre cadmiu: $x_{Cd,E} = 0,55$.

4.Regulile lui Hume-Rothery aplicate sistemului de aliaje Bi-Cd

Pe baza datelor din tabelul 1 se pot analiza şi explica DEB Bi-Cd, insolubilitatea în stare solidă a Bi şi Cd, utilizând anumite reguli sau criterii. Regulile lui Hume-Rothery privind factorii care influenţează formarea soluţiilor solide substituţionale [2], aplicate sistemului de aliaje Bi-Cd, conduc la următoarele concluzii.

1) ***Factorul de izomorfism*** (acelaşi tip de structură cristalină) nu se respectă pentru că Bi are structura cristalină romboedrică cu grupul spaţial $R\bar{3}m$, iar Cd are structura cristalină hexagonală cu grupul spaţial $P6_3/mmc$; ca urmare, Bi şi Cd nu sunt solubili în stare solidă, sau solubilitatea este foarte redusă.

2) ***Factorul geometric***, care reprezintă diferenţa relativă procentuală a razelor atomice metalice ale componenţilor, are valorile

$$\Delta r_{Bi} = \frac{|r_{Bi} - r_{Cd}|}{r_{Bi}} \cdot 100 = 15,30\%, \qquad \Delta r_{Cd} = \frac{|r_{Cd} - r_{Bi}|}{r_{Cd}} \cdot 100 = 18,06\%.$$

Pentru că $\Delta r_{Bi}, \Delta r_{Cd} > 15\%$ se poate afirma că nu sunt condiţii dimensionale, geometrice care să favorizeze solubilitatea în stare solidă.

3) ***Factorul electronegativităţii***. Electronegativităţile Bi şi Cd sunt relativ apropiate: $X_{Bi}=1,8$, $X_{Cd}=1,7$; ca urmare, nu se formează compuşi între Bi şi Cd, iar solubilitatea este foarte redusă pentru că primii doi factori hotărâtori sunt nefavorabili.

4) ***Factorul valenţei relative***. Metalul cu valenţă mică, Cd, ($V_{Cd}=2$) dizolvă mai mult metalul cu valenţă mare, Bi, ($V_{Bi}=3;5$) decât invers; în lucrarea [5] solubilitatea maximă a Bi în Cd este 0,03%at.Bi, iar solubilitatea Cd în Bi este practic nulă.

În concluzie, structurile electronice şi cristaline ale *Bi* şi *Cd* fiind foarte diferite, nu este posibilă solubilitatea în stare solidă.

5. Factori de influenţă şi criterii cantitative pentru prognoza şi clasificarea diagramelor de echilibru

Pe baza proprietăţilor fizice, chimice şi structurale ale componenţilor s-au stabilit factori de influenţă şi criterii cantitative [16] pentru caracterizarea şi compararea interacţiunii componenţilor, pentru prognoza şi clasificarea tipurilor de diagrame de echilibru binare.

1) ***Factorul entropic*** n_S

$$n_S = \Delta S_A / \Delta S_B \quad pentru \quad \Delta S_A > \Delta S_B,$$
$$n_S = \Delta S_B / \Delta S_A \quad pentru \quad \Delta S_B > \Delta S_A,$$

unde ΔS_A, ΔS_B reprezintă entropiile de topire ale componenţilor.

2) ***Factorul termic*** (de temperatură) n_T

$$n_T = 1-(T_A / T_B) \quad pentru \quad T_A < T_B,$$
$$n_T = 1-(T_B / T_A) \quad pentru \quad T_B < T_A, \quad 0 \le n_T < 1.$$

3) ***Factorul volumic*** n_V

$$n_V = (d_A / d_B)^3 + (V_A / V_B) - 2$$

unde: d_A, d_B - diametrele atomice ale componenților;

V_A, V_B - volumele atomice ale componenților.

4) ***Factorul volumic complet*** (corectat) n_0

$$n_0 = n_V + b_{ef}$$

în care b_{ef} este factorul efectiv de corecție și are expresia

$$b_{ef} = b_{max}(1-n_V) = 0{,}75(U_{efA} - U_{efB})(1-n_V),$$

iar U_{efA}, U_{efB} sunt potențialele efective de ionizare ale componenților.

Formula pentru calculul ***potențialului efectiv de ionizare*** este

$$U_{ef} = ln\frac{r_H \cdot \sum_{i=1}^{p} U_i}{U_H \cdot p \cdot r_p} + 2$$

unde:

$r_H = 1{,}36Å$ - raza ionului de hidrogen H^{-1};

$U_H = 13{,}595\ eV$ - potențialul de ionizare al atomului de hidrogen;

p - valența principală (tipică) a atomului;

r_p - raza ionică pentru gradul de ionizare corespunzător valenței principale;

U_i - potențialul de ionizare de ordinul i al atomului.

5) ***Factorul termo-volumic*** (termo-dimensional)

$$4n_T^2 + n_0^2$$

Utilizând expresiile lui U_{ef} pentru componenții A și B ai sistemului binar de aliaje, se obțin următoarele relații pentru b_{ef} și n_0:

$$b_{ef} = 0{,}75 \cdot \left(ln\frac{p_B \cdot r_{pB} \cdot \sum_{i=1}^{p_A} U_{iA}}{p_A \cdot r_{pA} \cdot \sum_{i=1}^{p_B} U_{iB}} \right) \cdot \left[3 - \left(\frac{d_A}{d_B}\right)^3 - \frac{V_A}{V_B} \right]$$

$$n_0 = \left(\frac{d_A}{d_B}\right)^3 + \frac{V_A}{V_B} - 2 + 0{,}75 \cdot \left(ln\frac{p_B \cdot r_{pB} \cdot \sum_{i=1}^{p_A} U_{iA}}{p_A \cdot r_{pA} \cdot \sum_{i=1}^{p_B} U_{iB}} \right) \cdot \left[3 - \left(\frac{d_A}{d_B}\right)^3 - \frac{V_A}{V_B} \right]$$

Ținând cont de relațiile de mai sus, expresia factorului termo-volumic devine:

$$4n_T^2 + n_0^2 = 4 \cdot \left(1 - \frac{T_A}{T_B}\right)^2 + \left\{ \left(\frac{d_A}{d_B}\right)^3 + \frac{V_A}{V_B} - 2 + 0{,}75 \left(ln\frac{p_B \cdot r_{pB} \cdot \sum_{i=1}^{p_A} U_{iA}}{p_A \cdot r_{pA} \cdot \sum_{i=1}^{p_B} U_{iB}} \right) \cdot \left[3 - \left(\frac{d_A}{d_B}\right)^3 - \frac{V_A}{V_B} \right] \right\}^2$$

6) ***Factorul de interacțiune*** K_i

$$K_i = \frac{n_0^2}{n_T}$$

Pe baza relaţiilor precedente se poate scrie

$$K_i = \frac{\left\{\left(\frac{d_A}{d_B}\right)^3 + \frac{V_A}{V_B} - 2 + 0{,}75 \cdot \left(ln \frac{p_B \cdot r_{pB} \cdot \sum_{i=1}^{p_A} U_{iA}}{p_A \cdot r_{pA} \cdot \sum_{i=1}^{p_B} U_{iB}} \right) \cdot \left[3 - \left(\frac{d_A}{d_B}\right)^3 - \frac{V_A}{V_B} \right] \right\}^2}{1 - \frac{T_A}{T_B}}$$

Valorile numerice, de prag, ale factorilor permit stabilirea unor criterii (condiţii) pentru diferite tipuri de diagrame de echilibru binare simple sau complexe (tabelele 2;3).Aceste valori au rezultat din prelucrarea statistico-matematică a datelor privind sutele de DEB deja construite experimental sau calculate termodinamic.

Tabelul 2

Criteriile K_i , n_S şi ($4n_T^2 + n_0^2$) pentru diferite tipuri simple de DEB.

K_i	n_S	$4 n_T^2 + n_0^2$	*Structura cristalină a componentilor*	*Tipul DEB*
< 1	≤ 1,10	≤ 1,0	Izomorfă	Serie continuă de soluţii solide. Liquidus şi solidus monotone
> 1	≤ 1,10	≤ 1,0	Izomorfă	Serie continuă de soluţii solide. Liquidus şi solidus cu minim
< 1,82	≤ 1,12	≤ 1,0	Neizomorfă	Peritectic
> 1,82	≥ 1,0	≤ 1,0	Neizomorfă	Eutectic
< 1,0 >	> 1,12	< 1,0 >	Oarecare	Eutectic
< 1,82	≤ 1,12	> 1,0	Oarecare	Peritectic
> 1,82	≥ 1,0	> 1,0	Oarecare	Eutectic
≈ 1,82	< 1,10	< 1,0 >	Oarecare	Eutectic şi maxim pe curbele liquidus şi solidus

Tabelul 3

Criteriile K_i şi n_S pentru DEB complexe.

K_i	n_S	*Blocul componentului uşor fuzibil*	*Blocul componentului greu fuzibil*
< 1,82	≤ 1,24	Peritectic	Compus cu topire incongruentă
< 1,82	> 1,24	Eutectic	Compus cu topire incongruentă
1,82-5,0	≥ 1,0	Eutectic	Compus cu topire incongruentă
> 5,0	≥ 1,0	Eutectic	Eutectic

Pe baza datelor din tabelul 1 se pot calcula factorii pentru prognoza şi clasificarea diagramelor de echilibru în cazul sistemului binar de aliaje Bi-Cd.

$n_S = \Delta S_{Bi} / \Delta S_{Cd} = 1{,}96;$ $\quad n_T = 1 - (T_{Bi} / T_{Cd}) = 0{,}08;$ $\quad n_1 = (d_{Bi} / d_{Cd})^3 + (V_{Bi} / V_{Cd}) - 2 = 0{,}73;$

$$U_{efBi} = ln \frac{r_H \cdot \sum_{i=1}^{p} U_{iBi}}{U_H \cdot p_{Bi} \cdot r_{pBi}} + 2 = ln \frac{1{,}36(7{,}28 + 19{,}3 + 25{,}6)}{13{,}595 \cdot 3 \cdot 1{,}20} + 2 = 2{,}3;$$

$$U_{efCd} = ln\frac{r_H \cdot \sum_{i=1}^{p} U_{iCd}}{U_H \cdot p_{Cd} \cdot r_{pCd}} + 2 = ln\frac{1,36(8,991+16,904)}{13,595 \cdot 2 \cdot 0,99} + 2 = 2,27\ ;$$

$b_{ef} = 0,75(U_{efBi} - U_{efCd})(1-n_V) = 0,02;$ $\quad n_0 = n_V + b_{ef} = 0,7$

$4n_T^2 + n_0^2 = 0,59;$ $\quad K_i = (n_0)^2 / n_T = 6,74.$

Comparând factorii calculaţi cu valorile criteriilor date în tabelul 2 pentru DEB simple cu componenţi neizomorfi se constată

$$K_i = 6,74 > 1,82; \quad n_S = 1,96 > 1; \quad 4n_T^2 + n_0^2 = 0,59 < 1,$$

de unde rezultă că diagrama de echilibru Bi- Cd este cu eutectic.

6.Structura cristalină a bismutului

La presiunea atmosferică, bismutul cristalizează în sistemul romboedric, clasa cristalografică ditrigonalo-scalenoedrică (clasa nr.20), grupul spaţial $R\bar{3}m$ (grupul nr.166); tipul structural (cristalochimic) în care cristalizează bismutul are prototipul As_α , simbolul Strukturbericht *A7* şi simbolul Pearson *hR2*, având doi atomi conţinuţi efectiv în celula elementară primitivă romboedrică.

Structura cristalină a bismutului este stratificată, prezintă bistraturi atomice ondulate, o succesiune de pachete de câte două straturi, ca o macromoleculă bidimensională (fig.4).Celula elementară cristalină romboedrică a Bi (fig.5) are parametrii

$$a_R = 4,746Å; \quad \alpha = 57,23^0.$$

Dacă romboedrul cu parametrii a_R, α şi cu axele X_R, Y_R, Z_R (fig.6) se reprezintă în triedrul de coordonate corespunzător sistemului hexagonal X_H, Y_H, Z_H se pot calcula parametrii reţelei hexagonale (a,c) cu ajutorul relaţiilor

$$a = 2(a_R)sin(\alpha/2); \qquad c = a_R\sqrt{9 - 12\,sin^2\left(\alpha/2\right)} \qquad \text{rezultând}$$

$$a = 4,5459Å; \qquad c = 11,8627Å; \qquad c/a = 2,6095.$$

În fig.4-5 se observă că numărul de coordinaţie al atomului de Bi în cristal este $NC=3+3$; fiecare atom are trei vecini apropiaţi de ordinul I la *distanţa* $d_I = 3,071Å$, situaţi în acelaşi bistrat şi trei vecini de ordinul II la distanţa $d_{II} = 3,529Å$, situaţi în bistratul adiacent.(Valoarea apropiată de unitate a raportului $d_{II} / d_I = 1,15$ permite aproximarea reţelei Bi şi ca o reţea cubică simplă (primitivă) deformată, cu $NC \approx 6$).

7.Legătura chimică în cristalul de bismut

Atomul de bismut are cinci electroni de valenţă $6s^26p^36d^0$, cei trei electroni *p* fiind necuplaţi conform regulii lui Hund (fig.7).***Orbitalii de legătură*** p_x, p_y, p_z fiind reciproc perpendiculari, fiecare atom de bismut în cristal poate forma trei ***legături covalente*** σ cu unghiul de valenţă de 94^0 (fig.8), obţinându-se o structură cristalină bistrat, o succesiune de bistraturi paralele; lungimea fiecărei legături (cea mai mică distanţă interatomică) este de 3,071Å.

Numărul electronilor de valenţă depăşeşte numărul orbitalilor de legătură p_x, p_y p_z; o parte din electronii de valenţă s^2 rămâne în atomi sub formă de perechi (nedecuplabile) în ***orbitali de nonlegătură.***

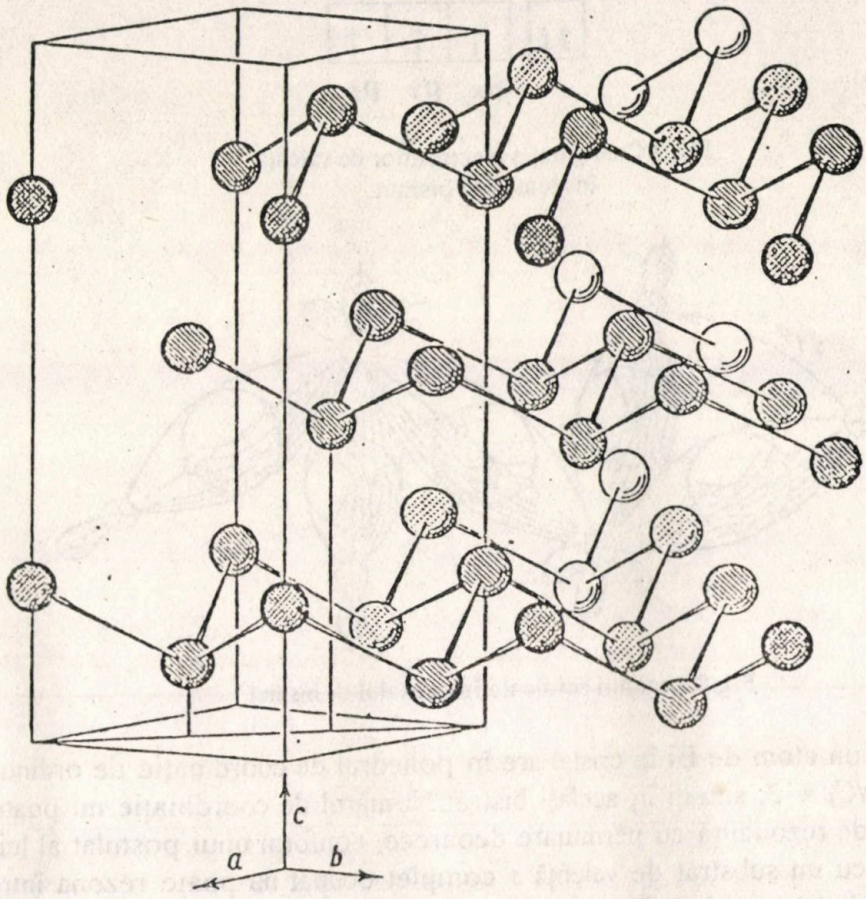


Fig.4. Structura cristalină bistrat a Bi.

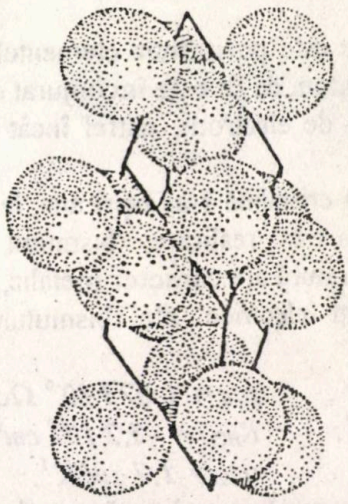


Fig.5. Celula elementară romboedrică a Bi, conținând atomi sferici cu dimensiuni proporționale reale.

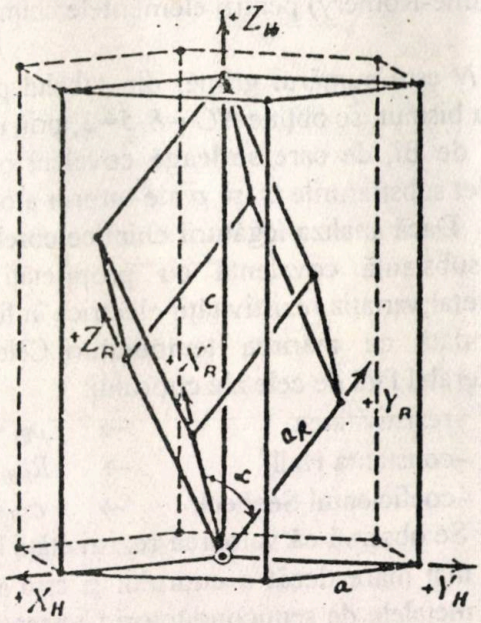


Fig.6. Corelația dintre rețeaua romboedrică și rețeaua hexagonală.

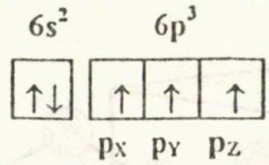


Fig.7.Configuraţia electronilor de valenţă în atomul de bismut.

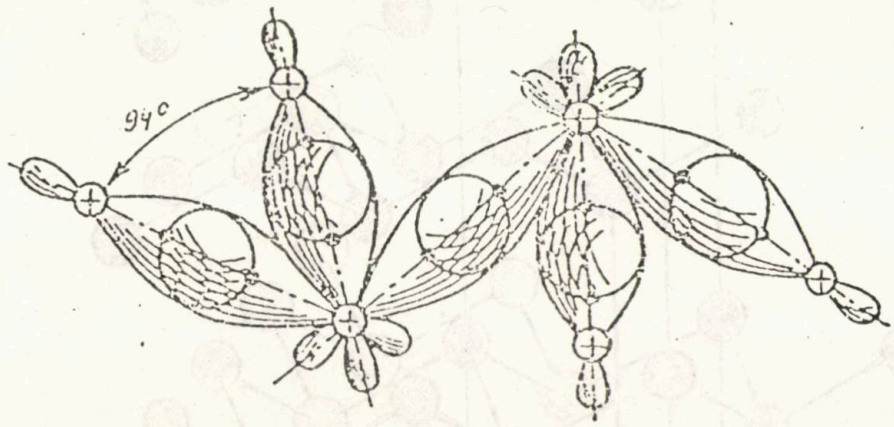


Fig.8.Legături covalente în cristalul de bismut.

Ca urmare, un atom de Bi în cristal are în poliedrul de coordinaţie de ordinul I numai trei atomi vecini $NC_1 = 3$, situaţi în acelaşi bistrat.Numărul de coordinaţie nu poate fi mărit printr-un fenomen de rezonanţă cu permutare deoarece, conform unui postulat al lui Pauling, legăturile atomilor cu un substrat de valenţă *s* complet ocupat nu poate rezona între diferite poziţii dacă în celălalt substrat de valenţă *p* nu există orbitali vacanţi.

Se poate afirma că structura cristalină a Bi cu $NC_1 = 3$ respectă ***regula octetului*** (regula lui Hume-Rothery) pentru elementele chimice cristaline covalente

$$NC = 8\text{-}N$$

unde *N* este numărul grupei din tabelul periodic, în care este poziţionat elementul analizat: pentru bismut, se obţine $NC = 8\text{-}5 = 3$; prin urmare, fiecare atom de Bi este înconjurat de alţi trei atomi de Bi, de care se leagă covalent prin trei perechi de electroni, astfel încât se ocupă complet substraturile *s* şi *p* ale tuturor atomilor.

Dacă analiza legăturii chimice corelată cu structura cristalină s-ar opri aici, bismutul ar fi o substanţă covalentă cu proprietăţi semiconductoare.În realitate, bismutul este un semimetal;variaţia rezistivităţii electrice în funcţie de temperatură are caracter metalic, crescând slab odată cu mărirea temperaturii.Celelalte proprietăţi electrice ale bismutului diferă considerabil faţă de cele ale cuprului:

-rezistivitatea → $\rho_{Bi} = 1{,}2 \cdot 10^{-4}\ \Omega cm$; $\rho_{Cu} = 1{,}673 \cdot 10^{-6}\ \Omega cm$;

-constanta Hall → $R_{HBi} = -0{,}63\ cm^3 C^{-1}$; $R_{HCu} = -5{,}2 \cdot 10^{-6}\ cm^3 C^{-1}$;

-coeficientul Seebeck → $\alpha_{Bi} = -70\ \mu V K^{-1}$; $\alpha_{Cu} = 1{,}7\ \mu V K^{-1}$.

Se observă că valoarea rezistivităţii bismutului la temperatura ordinară este de peste 70 de ori mai mare decât a cuprului şi este apropiată de $10^{-4}\ \Omega$·cm, limita convenţională care separă metalele de semiconductori.Concentraţia electronilor de conducţie în Bi este mai mică decât în Cu şi, ca urmare, constanta Hall şi coeficientul Seebeck au valori mult mai mari în Bi decât în Cu.

Explicaţia proprietăţilor semimetalice ale Bi se poate realiza prin luarea în considerare a substratului *6d* cu orbitali de legătură vacanţi şi a interacţiunii covalente între bistraturile din structura cristalină; în felul acesta se pot forma două variante de orbitali hibrizi -sp^3d^2-sau-p^3d^3- cu o coordinaţie octaedrică deformată, care asigură atât cele 3 legături din interiorul unui bistrat ($NC_I = 3$ şi $d_I = 3,071Å$), cât şi celelalte legături, cu lungimea mai mare, dintre bistraturi ($NC_{II} = 3$ şi $d_{II} = 3,529Å$) .

Într-o primă variantă se consideră că nivelele *6s*, *6p* şi *6d* sunt destul de apropiate şi că nivelul $6s^2$ nu este foarte stabil şi poate avea loc desperecherea, unul din electroni trecând pe un orbital *d*, realizându-se configuraţia hibridă sp^3d^1* ; semnul (*) arată că se utilizează şi un orbital *d* vacant.

Într-o altă variantă, nu are loc desperecherea electronilor *s* , orbitalul *s* rămâne de nonlegătură şi se utilizează trei orbitali de legătură *d* vacanţi, realizându-se configuraţia hibridă p^3d^{***} care asigură legături covalente prin rezonanţă.În ambele variante, prezenţa orbitalilor vacanţi în legături hibridizate asigură proprietăţile metalice ale bismutului.

Prin urmare, bismutul este semimetal datorită legăturilor dintre bistraturi.În principiu ruperea acestor legături ar putea provoca transformarea Bi în semiconductor.La topire Bi îşi micşorează volumul cu 3,32%, se compactizează şi devine un metal normal cu 5 electroni de conducţie pe atom şi cu ordinea la scurtă distanţă corespunzătoare reţelei cubice simple (primitive) cu $NC = 6$.

8.Structura cristalină a cadmiului şi legătura chimică

Cadmiul cristalizează în sistemul hexagonal, având o celulă elementară prismă hexagonală alungită (fig.9.) cu parametrii reţelei $a = 2,9793$ Å şi $c = 5,6196$ Å. Valoarea raportului parametrilor reţelei $c/a = 1,8862$ diferă considerabil de valoarea ideală $c/a = 1,6333$ pentru reţeaua *hexagonal compactă* (*HC*) a magneziului cu numărul de coordinaţie $NC = 12$. Abaterea procentuală a valorii raportului pentru cadmiu este

$$\Delta(c/a) = (1,8862-1,6333) \cdot 100/1,6333 = 15,5\%.$$

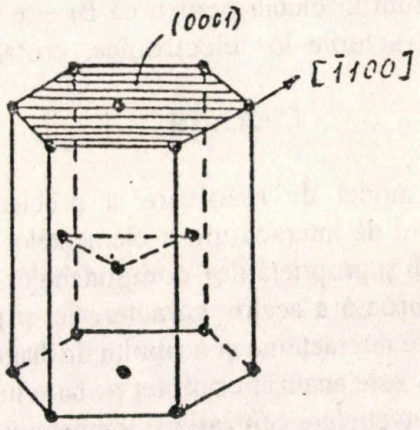


Fig.9.Celula elementară cristalină a cadmiului.

Ca urmare, în celula elementară a cadmiului alungită în direcţia axei Z, planele bazale {0001} sunt mai distanţate unele de altele decât în reţeaua *HC* ideală, distanţare care poate rezulta numai din micşorarea distanţelor interatomice, din creşterea densităţii atomice în aceste plane.

Numărul de coordinaţie în reţeaua Cd nu este *NC = 12*, ci *NC = 6+6*; şase atomi apropiaţi, vecini de ordinul I în planul bazal la distanţa $d_I = 2,9793$ Å faţă de atomul central şi şase atomi vecini de ordinul II la distanţa $d_{II} = 3,29$ Å (cu 11% mai mare decât d_I) situaţi în plane paralele cu planul bazal, trei într-un plan superior şi alţi trei într-un plan inferior.

În consecinţă, se poate aproxima că structura cristalină a Cd cu configuraţia electronică $4d^{10}5s^25p^0$ respectă regula octetului (regula lui Hume-Rothery) pentru elementele chimice cristaline covalente, *NC = 8-N* , unde *N* este numărul grupei elementului în tabelul periodic; pentru Cd se obţine: *NC = 8-2 = 6*.Rezultă că fiecare atom de Cd este înconjurat de alţi 6 atomi de Cd, de care se leagă covalent prin 6 perechi de electroni, astfel încât se ocupă complet substraturile *s* şi *p* ale tuturor atomilor.

Cadmiul solid cristalin are o conductibilitate de tip *p* (constanta Hall şi coeficientul Seebeck sunt pozitive), ceea ce arată participarea electronilor periferici la legături covalente.

În stare topită, cadmiul este un element cu proprietăţi metalice normale, cu 2 electroni de conducţie pe atom (toţi electronii de valenţă devin liberi), cu ordinea la scurtă distanţă corespunzătoare tipului structural *cub simplu* (*NC = 6*) sau *cub cu volum centrat* (*NC = 8*), cu constantă Hall negativă.

Cadmiul prezintă o pronunţată anizotropie a proprietăţilor, fapt ce este caracteristic cristalelor covalente.El se află, practic, la limita dintre metal şi semimetal.

Formarea structurii cristaline *HC* alungite a Cd nu este determinată de colectivizarea celor 2 electroni de valenţă $5s^2$ şi de interacţiunea norului electronilor de valenţă cu ionii reţelei, ci de distribuirea a 6 electroni periferici pe cele 6 legături cu atomii vecini din planul bazal, realizându-se o structură covalentă cu respectarea regulii octetului.

În concluzie, în stare topită, solubilitatea Bi şi Cd este totală pentru că ambii componenţi devin metale normale, cu toţi electronii de valenţă transformaţi în electroni liberi, de conducţie, cu ordinea la scurtă distanţă corespunzătoare tipului structural *cub simplu* cu *NC=6*. În stare solidă, Bi şi Cd sunt insolubili pentru că Bi este un semimetal, iar Cd este un metal cu conductibilitate *p*, structurile lor electronice, cristaline, precum şi proprietăţile termodinamice sunt diferite.

Concluzii

Lucrarea reprezintă un model de rezolvare a problemei fundamentale a ştiinţei materialelor: determinarea modului de interacţiune a elementelor chimice, a tipului diagramei de echilibru fazic pe baza structurii şi proprietăţilor componenţilor.

Se prezintă o selecţie riguroasă a acelor caracteristici şi proprietăţi ale Bi şi Cd care servesc la determinarea modului de interacţiune şi a tipului de diagramă de echilibru fazic.

Eutecticul din DEB Bi-Cd este analizat complet pe baza următoarelor caracteristici:

-coordonatele punctului eutectic(concentraţia şi temperatura);

-adâncimea eutecticului;

-adâncimea relativă a eutecticului;

-coeficientul echilibrului eutectic;

-coeficientul de refractaritate;

-coeficientul de fluiditate.

Forma curbelor liquidus, poziţia punctului eutectic şi proprietăţile termodinamice ale topirii componenţilor (T_{Bi}, T_{Cd}, ΔH_{Bi}, ΔH_{Cd}, ΔS_{Bi}, ΔS_{Cd}) au condus la concluzia că regulile lui Hildebrand, privind solubilitatea solidelor în lichide, se respectă integral.

Aplicând regulile lui Hume-Rothery la caracteristicile structurii atomice,electronice şi cristaline ale Bi şi Cd s-a tras concluzia că valorile factorilor de izomorfism, geometric, electronegativităţii şi valenţei relative nu permit solubilitatea reciprocă, în stare solidă, a Bi şi Cd.

Criteriile de clasificare a diagramelor de echilibru fazic,bazate pe valorile de prag ale factorilor entropic, termic (de temperatură), volumic, termovolumic şi de interacţiune, aplicate la sistemul de aliaje Bi-Cd, conduc la concluzia că DEB Bi-Cd nu poate fi decât cu solubilitate totală în stare lichidă, insolubilitate în stare solidă şi o transformare eutectică.

Pe baza analizei detaliate a structurii cristaline, a ordinii la scurtă distanţă şi a legăturii chimice în Bi şi în Cd s-a stabilit că, în stare topită, solubilitatea Bi şi Cd este totală deoarece ambii componenţi devin metale normale, cu toţi electronii de valenţă transformaţi în electroni liberi, de conducţie, iar ordinea la scurtă distanţă este corespunzătoare tipului structural *cub simplu* cu $NC = 6$; în stare solidă, Bi şi Cd sunt insolubili pentru că Bi este un semimetal, iar Cd este un metal cu conductibilitate *p*, structurile lor electronice, cristaline precum şi proprietăţile termodinamice fiind diferite.

Bibliografie

1. *A. Aloman*, Elemente de termodinamică pentru ştiinţa materialelor, V.1-2,Bucureşti, Universitatea Politehnica, 1992, 792 p.
2. *A. Aloman*, Diagrame de echilibru fazic în ştiinţa materialelor metalice şi semiconductoare,V.1,2,3a,3b, Bucureşti, Universitatea Politehnica, 1993-1994, 1570 p.
3. *T.B. Massalski, ş.a.(Eds.)*. Binary alloy phase diagrams, V.1-3, Metals Park, Ohio, ASM International, 1990.
4. *R. Hultgren, ş.a.*, Selected values of the thermodynamic properties of the elements, Metals Park, Ohio, ASM, 1973.
5. *R. Hultgren, ş.a.*, Selected values of the thermodynamic properties of binary alloys, Metals Park, Ohio, ASM, 1973.
6. *O. Kubaschewski, C.B. Alcock*, Metallurgical thermochemistry, Oxford, Pergamon Press, 1979.
7. *U.D. Vereatin, ş.a.*, Termodinamiceskie svoistva neorganiceskih veşcestv, Moscova, Atomizdat, 1965.
8. *W.B. Pearson*, Handbook of lattice spacings and structures of metals and alloys, V.1-2, Oxford, Pergamon Press, 1958-1967.
9. *Ia.I. Gherasimov, ş.a.*, Himiceskaia termodinamika v ţvetnoi metallurghii, V.4, Moscova, Metallurghia, 1966.
10. *** ASM Handbook, V.3, Alloy Phase Diagrams, Materials Park, Ohio, ASM International, 1992.
11. *C.E. Wicks, F.E. Block*, Thermodynamic properties of 65 elements-their oxides, halides, carbides and nitrides, Washington D.C., U.S. Department of the Interior, 1961.
12. *V.M. Vozdvijenski*, Prognoz dvoinâh diagramm sostoianiia, Moscova,Metallurghiia, 1975, 224 p.
13. *** Tabliţî fiziceskih velicin, Moscova, Atomizdat, 1976, 1006 p.
14. *** Svoistva elementov, Spravocinic, Moscova, Metallurghiia, 1985, 671 p.
15. *** Svoistva elementov, vol.1, Fiziceskie svoistva, Moscova, Metallurghiia, 1976, 600 p.
16. *W.B. Pearson*, The crystal chemistry and physics of metals and alloys, New York, Wiley, 1972, 806 p.
17. *** Manualul inginerului chimist, vol.1, Bucureşti, Editura tehnică, 1972, 1195 p.
18. *G.B. Boki*, Kristallohimiia, Moscova, Nauka,1971, 400 p.

MEI

Your most reliable trading partner

Metalexportimport S. A. is a specialized foreign trade company, the most important exporter of metallurgical products in Romania.

Metalexportimport S. A.

EXPORTA:

- tabla medie si groasa, inclusiv tabla navala (hot rolled heavy plates, including shipbuilding plates);
- tabla subtire laminata la rece (cold rolled steel sheets);
- tabla zincata (galvanized steel sheet);
- tabla transformator (cold rolled-oriented grain silicon steel strip);
- profile otel laminate la cald UNP, INP, corniere, otel rotund, patrat (hot rolled steel profiles-channels joists, angles, round, flat bars);
- otel beton si sârma laminata (reinforcing steel bars and wire road);
- sârma trasa din otel (drawn steel wire);
- electrozi sudura (welding electrodes);
- cuie (nails);
- lanturi industriale (industrial chaines);
- cabluri tractiune (wire ropes);
- sârma si toroane beton precomprimat (steel wire for prestressed concrete and stress relieved steel wire strands);
- cord metalic (brass plated steel cord for tyres);
- sârma taloane (bronze plated steel wire);
- tevi conducta (seamless line pipes);
- burlane foraj (casing);
- tevi sudate (welded pipes);
- blocuri aluminiu si laminate aluminiu (aluminium ingots and aluminium products).

IMPORTA:

- cocs (coke);
- carbune cocsificabil (coaking coal);
- materiale refractare (refractory products);
- minereu de fier (iron ore);
- feroaliaje (ferroalloys);
- neferoase blocuri (nonferrous ingots);
- alte materii prime necesare industriei metalurgice (other raw materials for metallurgical industry).

We guarantee quality and competitiveness!

Metalexportimport S. A.

Bucharest - Romania, 21 - 25 Mendeleev Street
Phone: 01/3120447, 01/6595060; Telex: 11515;
Fax :01/3120446

ORSZÁGOS MŰSZAKI INFORMÁCIÓS KÖZPONT ÉS KÖNYVTÁR 1883

"SIDEROM" S. A., societate comerciala de
strategie, cu sediul în Bucuresti,
str. Mendeleev, nr. 21 - 25, sector 1,
telefon: 01/6 59 65 35,
telefax: 01/3 12 42 76; 01/3 12 42 78; 01/3 12 42 80

produce si comercializeaza prin cele 56 de societati comerciale asociate urmatoarele:

- *laminate finite lungi din otel deformate la cald;*
- *table si benzi din otel laminate la cald si la rece;*
- *table si benzi din otel acoperite;*
- *bare din otel deformate la rece;*
- *profile din otel îndoite la rece;*
- *sârme din otel trefilate si produse din sârma;*
- *produse din aliaje speciale, inclusiv rezistive;*
- *tevi din otel sudate longitudinal, trase sau laminate la rece;*
- *electrozi si fluxuri de sudura;*
- *feroaliaje;*
- *produse cocsochimice;*
- *produse carbunoase;*
- *diverse produse de uz industrial, agricol si casnic;*
- *activitate de consulting si service în domeniile engineering, comercial, financiar-contabil,management, juridic, relatii sociale, informare si documentare de specialitate.*

"SIDEROM" S. A., holding - type strategy
company, with head offices in Bucharest,
21 - 25, Mendeleev st., sector 1,
telephone: 01/6 59 65 35,
telephaxes: 01/3 12 42 76; 01/3 12 42 78; 01/3 12 42 80

provides and supplies through its 56 associated companies:

- *hot-rolled steel sections;*
- *hot-rolled and cold-rolled sheets and strips;*
- *coated sheets and strips;*
- *cold-drawn steel bars;*
- *cold-bent steel sections;*
- *rolled and drawn wire and wire products;*
- *special alloys products, including resistive strip and wire;*
- *longitudinally welded tubes and pipes, both cold-rolled or drawn;*
- *welding electrodes and fluxes;*
- *ferro-alloys;*
- *metallurgical coke and by-products;*
- *graphite electrodes;*
- *different products of industrial, agricultural and housekeeping purpose;*
- *consulting and assistance for: engineering, trade, marketing, finance, management, legislation, social relations information and know-how in specific branches.*

Procurându-va cataloagele complete si vizitând microexpozitia de la sediul nostru puteti capata raspunsuri la toate întrebarile dumneavoastra referitoare la posibilitatile siderurgiei românesti.

Please take opportunity to purchase our catalogues and to visit the micro-exhibition which is located in our head-offices, in order to receive the answer to your questions, regarding the posibilities of the romanian iron and steel industry.

SIDEROM *at your disposal !*

Your most reliable trading partner

Metalexportimport S. A. is a specialized foreign trade company, the most important exporter of metallurgical products in Romania.

Metalexportimport S. A.

EXPORTA:

- tabla medie si groasa, inclusiv tabla navala (hot rolled heavy plates, including shipbuilding plates);
- tabla subtire laminata la rece (cold rolled steel sheets);
- tabla zincata (galvanized steel sheet);
- tabla transformator (cold rolled-oriented grain silicon steel strip);
- profile otel laminate la cald UNP, INP, corniere, otel rotund, patrat (hot rolled steel profiles-channels joists, angles, round, flat bars);
- otel beton si sârma laminata (reinforcing steel bars and wire road);
- sârma trasa din otel (drawn steel wire);
- electrozi sudura (welding electrodes);
- cuie (nails);
- lanturi industriale (industrial chaines);
- cabluri tractiune (wire ropes);
- sârma si toroane beton precomprimat (steel wire for prestressed concrete and stress relieved steel wire strands);
- cord metalic (brass plated steel cord for tyres);
- sârma taloane (bronze plated steel wire);
- tevi conducta (seamless line pipes);
- burlane foraj (casing);
- tevi sudate (welded pipes);
- blocuri aluminiu si laminate aluminiu (aluminium ingots and aluminium products).

IMPORTA:

- cocs (coke);
- carbune cocsificabil (coaking coal);
- materiale refractare (refractory products);
- minereu de fier (iron ore);
- feroaliaje (ferroalloys);
- neferoase blocuri (nonferrous ingots);
- alte materii prime necesare industriei metalurgice (other raw materials for metallurgical industry).

We guarantee quality and competitiveness!

Metalexportimport S. A.

Bucharest - Romania, 21 - 25 Mendeleev Street
Phone: 01/312 04 47, 659 50 60; Telex: 11515;
Fax: 01/312 04 46

(5600)